

CLEUDES GUIMARÃES

**RETIFICAÇÃO PLANA DE AÇOS PARA MOLDES E
MATRIZES EM VÁRIAS CONDIÇÕES DE CORTE E
DIFERENTES TÉCNICAS DE APLICAÇÃO DE
FLUIDO DE CORTE**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2016

CLEUDES GUIMARÃES

RETIFICAÇÃO PLANA DE AÇOS PARA MOLDES E MATRIZES EM VÁRIAS CONDIÇÕES DE CORTE E DIFERENTES TÉCNICAS DE APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR 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.

G963r Guimarães, Cleudes, 1961-
2016 Retificação plana de aços para moldes e matrizes em várias
condições de corte e diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte /
Cleudes Guimarães. - 2016.
189 f. : il.

Orientador: Rosemar Batista da Silva.
Coorientadora: Maria da Penha Cindra Fonseca.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2018.44>
Inclui bibliografia.

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

CDU: 66.0

Maria Salete de Freitas Pinheiro – CRB6/1262

CLEUDES GUIMARÃES

RETIFICAÇÃO PLANA DE AÇOS PARA MOLDES E MATRIZES EM VÁRIAS CONDIÇÕES DE CORTE E DIFERENTES TÉCNICAS DE APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE

Tese **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva – FEMEC - UFU - Orientador

Prof^a. Dra. Maria da Penha Cindra Fonseca – UFF- Co-orientadora

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva - UFU

Prof. Dr. Washington Martins da Silva Jr. - UFU

Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi – UNESP/Bauru

Prof. Dr. Adriano Fagali de Souza – UFSC/ Joinville

DEDICATÓRIA

À Minha esposa Maria de Fátima e a minha filha Hellena C. F. Guimarães, pelo apoio e compreensão.

Aos meus Pais e a minha Tia Enoy pela base que eles deixaram e aos meus Amigos pelo apoio.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente eu agradeço a Deus, dono de toda sabedoria e conhecimento.

À minha família pelo apoio incondicional.

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

Á minha co-orientadora Profa. Dra. Maria da Penha Cindra Fonseca (UFF) pela sua atenção e disponibilidade em ajudar, como também pelo longo tempo dedicado às medições das tensões residuais e sua contribuição nas análises e discussões que permitiram enriquecer este trabalho.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este trabalho, como também ao Instituto Federal de Mato Grosso (IFMT) - Campus Campo Novo do Parecis pela aprovação do meu afastamento.

Aos Laboratórios de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e Usinagem Convencional (LUC) pelo acolhimento e oportunidade de realizar os experimentos e análises.

Aos professores doutores Márcio Bacci da Silva, Álisson Rocha Machado, Eder Silva Costa e Washington Martins da Silva Jr por sempre se mostrarem prestativos quando os procurei nos momentos de dúvida.

Aos meus amigos e colegas do LEPU e LAPROSOLDA que tive a oportunidade de conviver durante a realização deste trabalho, Armando Marques, Jairo de A. Montalvão, Daniel Cunha, Roberto Reis, Alcione dos Reis, Saimon Vendrame, Luciano Antônio Fernandes, Ivanilson Costa, Marcelo Nascimento (in memoriam), Antonio Vitor de Mello, Raphael Lima de Paiva, Marcília Finzi, Victor Rubin, Déborah de Oliveira, Mariana Landim, Maksym Ziberov, Mario Martins de Oliveira Junior, Vinícius, Lucas A. do Nascimento, Diandro Bailoni e Thonson.

Aos alunos de iniciação científica José Renato Santos do Amaral Cardoso, Jean Carlos Pimenta Almeida e Lurian Souza Vieira da Silva que sempre foram muito competentes e prestativos ao me auxiliarem nos ensaios de usinagem e medição de algumas variáveis.

À técnica de laboratório Ângela Andrade pelo auxílio nos ensaios de dureza.

Aos técnicos do LEPU Lázaro Vieira, Eurípides Alves, Thiago Pereira, Thiago Menezes e Cláudio Nascimento quem sempre me auxiliaram.

À Villares Metals pelo fornecimento dos corpos de prova.

À Saint Gobain Abrasives pela doação dos rebolos abrasivos e dressadores.

A todos, meu muito obrigado.

GUIMARÃES, C. Retificação plana de aços para moldes e matrizes em várias condições de corte e diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte. Tese (Doutorado em Materiais e Processos de Fabricação), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 2016.

Resumo

Um dos grandes desafios em retificação com abrasivos convencionais é minimizar que o calor gerado no processo cause danos à peça. Estima-se que 85% de todo o calor gerado durante a retificação seja transferido para a peça devido à baixa condutividade térmica dos abrasivos convencionais e às pequenas dimensões dos cavacos gerados. E uma forma de contornar este problema é encontrar uma combinação eficiente dos parâmetros de corte. Neste sentido, esta pesquisa investigou o processo de retificação plana de três aços que são utilizados na fabricação de moldes e matrizes (VP100®, VP ATLAS® e o N2711M) em diferentes condições operacionais. Foram utilizados dois materiais de rebolos, diferentes técnicas de aplicação para o fluido de corte (convencional e mínima quantidade de lubrificação - MQL), três diferentes vazões do fluido via técnica MQL e três valores de espessura de corte equivalente. Os parâmetros de saída investigados foram a rugosidade (R_a), a microdureza e as tensões residuais das peças, como também a potência elétrica instantânea do processo de retificação. Imagens das superfícies retificadas foram obtidas via microscópio eletrônico de varredura para observação da textura superficial e comparação entre os materiais. Os resultados mostraram que a rugosidade aumentou com a espessura de corte equivalente na maioria das condições testadas para os três aços. O melhor acabamento foi obtido para o aço N2711M com a seguinte combinação: menor espessura de corte equivalente, rebolo de alumina e técnica MQL com vazão 60 mL/h. Quanto ao acabamento do aço VP ATLAS, a técnica MQL após a usinagem com rebolo de alumina se mostrou tão eficiente ou até mesmo superior em alguns casos à técnica convencional ao usinar nas condições mais severas de usinagem, independente da vazão empregada, e os melhores resultados foram obtidos após a retificação com a técnica MQL com menor vazão, 60 mL/h, assim como para o aço N2711M. Em relação ao aço VP100 após a retificação com rebolo de alumina, a rugosidade aumentou com a espessura de corte equivalente. A técnica MQL também se sobressaiu à técnica convencional, porém com melhor acabamento obtido após a usinagem à vazão de 240 mL/h. Ao empregar o rebolo de carbeto de silício, os melhores resultados de acabamento foram obtidos para o aço VP ATLAS com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h. Em geral os valores obtidos com a técnica MQL foram inferiores aqueles registrados para a técnica convencional. Para a técnica MQL

com vazão de 60 mL/h, o rebolo de SiC apresentou melhor desempenho em termos de acabamento para os aços N2711M e VP ATLAS ao usinar nas condições mais severas de retificação. Observou-se na maioria das condições que há queda de dureza próxima à superfície retificada após usinagem dos três aços com ambos os rebolos testados. Contudo, elevação de dureza próxima à superfície foi detectada ao usinar o aço VP100 com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte. A menor variação nos valores de microdureza para os três aços foi obtida após a retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e rebolo de óxido de alumínio. Praticamente não houve diferença entre as técnicas, convencional e MQL, em relação às topografias das superfícies das peças obtidas via MEV em função das espessuras de corte equivalente. Com relação aos resultados de tensões residuais, a usinagem com a combinação entre o rebolo de óxido de alumínio e técnica MQL na menor vazão resultou em tensão de compressão para o aço N2711M após usinagem com rebolo de Al_2O_3 . Comportamento semelhante também foi observado para os aços N2711M e VP100, com a técnica convencional e MQL, respectivamente na maior vazão, o que é benéfico. A potência elétrica instantânea aumentou com a espessura de corte para todos os aços. A usinagem do aço N2711M exigiu a menor potência elétrica durante os ensaios, independente do rebolo empregado. De forma geral, o aço N2711M apresentou a melhor usinabilidade que os outros materiais com base nas variáveis investigadas, enquanto que o aço VP100 foi o pior ao usinar com o rebolo de óxido de alumínio. A usinabilidade do aço VP100 foi melhorada em termos de rugosidade, tensões residuais e microdureza ao empregar a técnica MQL com vazão de 240 mL/h.

Palavras Chave: Retificação, Aço para moldes e matrizes; Rebolo, Fluido de corte, Técnica MQL, Integridade da peça; Tensão Residual.

GUIMARÃES, C. Integrity surface study of mold and die steels after peripheral surface grinding under cutting conditions and different cooling delivery techniques. Thesis (Philosophy Doctor in Materials and Manufacturing Process), School of Mechanical Engineering, Federal University of Uberlândia, MG, Brazil, 2016.

Abstract

One of the greatest challenges in grinding with conventional abrasives is to prevent the heat generated in the process cause damage in the work piece. It has been reported that about 85% of heat generated is during grinding be transferred to the workpiece because of low thermal conductivity of conventional abrasives and also the small dimensions of chips. A possible solution for this problem is to find an efficient combination of the cutting parameters. In this sense, this research investigated the peripheral surface grinding of three steels employed in the manufacture of molds and dies (ABNT VP100®, VP ATLAS® and N2711M) under different grinding conditions. Two grinding wheel materials, two different coolant delivery techniques were used for the cutting fluid (conventional and minimum quantity of lubrication-MQL), different flow rates of cutting fluid via the MQL technique and three values of equivalent chip thickness were employed. The surface roughness (R_a), microhardness and residual stresses of the workpiece material, as well as, the instantaneous electrical power of the grinding process were the output parameters investigated. Images of the machined surfaces were obtained by Scanning Electron Microscope to access the surface texture and to make comparison among the steels tested. The results showed that, in terms of finishing, the roughness increased with the equivalent chip thickness in the most tested conditions for the three steel materials. The best finishing was obtained by N2711M steel after grinding with the following parameters: lower equivalent chip thickness, alumina grinding wheel and MQL technique at a flow rate of 60 mL / h. With regard the finishing of VP ATLAS steel after grinding with alumina grinding wheel, the MQL technique was as efficient as the conventional coolant technique when grinding in the most severe conditions, irrespective of the flow rate used. The best results were obtained after the grinding with the MQL technique with lower flow rate, 60 mL / h, as well as for the N2711M steel. In relation of the surface finishing of the VP100 steel after grinding with alumina grinding wheel, the roughness increased with the equivalent chip thickness. For this steel grade, the MQL technique also outperformed conventional coolant technique in terms of roughness, however when using the highest flow rate of 240 mL / h. When using the silicon carbide (SiC) grinding wheel, the best surface finishing results were obtained for the VP ATLAS steel with the MQL technique at flow rate of 240 mL/h and, in general, the values obtained with the MQL

technique were lower than those obtained for the conventional coolant technique. Machining with the SiC grinding wheel and the MQL technique at a flow rate of 60 mL/h generated the best surface finishing for N2711M and VP ATLAS steel grades at the more severe grinding conditions. With regard of microhardness values, they were lower than the reference value for most of steels in regions very close to the ground surface for the three steels materials, irrespective of the grinding wheel tested, in most of the conditions investigated. However, an increase in hardness next to surface were detected after machining VP100 steel with the conventional coolant technique. The lowest variation in the microhardness values for the three steels was obtained after grinding with alumina grinding wheel with the MQL technique at a flow rate of 150 mL / h. No increase in hardness was observed near the machined surface. No difference between performance of the conventional and MQL coolant delivery techniques was observed in terms of the steels topographies obtained by SEM and as function of the equivalent chip thickness. With regard the residual stresses, machining with the combination of the alumina grinding wheel and the MQL technique at the lower flow rate resulted in compression stress, independent on the equivalent chip thickness value for N2711M steel after machining with alumina grinding wheel. Similar behavior was also observed after machining the N2711M and VP100 steels with the conventional and MQL coolant delivery techniques at the higher flow rate, which is worth. The instantaneous electrical power increased with the cut chip thickness for all steels. The machining of the N2711M steel required the lowest electrical power during the tests, regardless of the grinding wheel employed. In general, the N2711M steel presented the best machinability among the steels tested based on the variables investigated, while the VP100 steel showed the worst machinability after machining with alumina grinding wheel under the investigated conditions. The machinability of VP100 steel was improved in terms of roughness, residual stresses and microhardness when using the MQL technique with the flow rate of 240 mL /h.

Keywords: Grinding, Steel for die and molds, Grinding wheel, Coolant, MQL technique, Workpiece integrity, Residual Stress.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Esquema de formação de cavaco com ferramentas com arestas com ângulos: a) definidos e b) não definidos (Adaptado de NEUGEBAUER <i>et al.</i> , 2011).....	8
Figura 2.2 – Ilustração esquemática da renovação de arestas num rebolo (Adaptado de ASM METALS HANDBOOK, 2004).	9
Figura 2.3 – (a) Etapas da remoção de material na usinagem por abrasão de materiais dúcteis e (b) etapas para a remoção de material na usinagem por abrasão de materiais de elevada dureza (Adaptada, MARINESCU <i>et al.</i> , 2007).	10
Figura 2.4 – Esquema das grandezas físicas para o processo de retificação plana (Adaptado de ROWE (2010) e MALKIN e GUO (2008)).....	14
Figura 2.5 – Grandezas físicas do processo de retificação plana: a) profundidade de corte é igual à largura total do rebolo; b) a profundidade de corte é apenas parte da largura do rebolo (KLOCKE, 2009). Onde n_s representa a rotação do rebolo em rpm.....	14
Figura 2.6 – Grandezas físicas s em (a) e h_{CU} em (b) no processo de retificação plana (adaptado de MARINESCU <i>et al.</i> , 2004).....	15
Figura 2.7 – Potência específica vs. remoção de material específica durante a retificação de anel sincronizado (aço endurecido 25MoCr4, 61HRc) com rebolo de CBN vitrificado do tipo copo cônicoo na presença de fluido à base de ésteres (adaptado de ROWE, 2009).	17
Figura 2.8 – Representação esquemática da dissipação de energia na região de corte para operação de retificação (KÖNIG, 1980 <i>apud</i> MARINESCU <i>et al.</i> , 2007).....	18
Figura 2.9 – Relação entre energia específica de retificação e espessura de corte equivalente em aço fundido (Adaptada de MARINESCU <i>et al.</i> , 2004).	18
Figura 2.10 – Efeito da máxima espessura do cavaco sobre a energia específica de retificação (AGARWAL e RAO, 2008).	19
Figura 2.11 – Tipos e classificação dos fluidos de corte (Adaptado de BIANCHI <i>et al.</i> , 2004 e Machado <i>et al.</i> , 2009).	21
Figura 2.12 – Formas de aplicação de fluido de corte na retificação (BRINKSMEIER <i>et al.</i> , 1999 <i>apud</i> SOUSA (2012)).	24
Figura 2.13 – Distribuição dos custos da refrigeração/lubrificação nas operações de usinagens na indústria automotiva (Adaptada de SANCHEZ <i>et al.</i> , 2010).	25
Figura 2.14 – Possíveis posicionamentos do bocal de MQL na operação de retificação, (Adaptado de TAWAKOLI <i>et al.</i> , 2010).	26
Figura 2.15 – Posição do bocal durante a retificação de aço endurecido usando rebolo de Al_2O_3 (Adaptada de EBBRELL <i>et al.</i> , 2000).	27

Figura 2.16 – Velocidade do ar e das gotículas de óleo atomizadas em função da distância do bocal ao rebolo. Onde a velocidade do ar na posição zero é 86 m/s ($v_g(0) = 86$ m/s); (Q_g) é vazão do ar; v_d é a velocidade das gotículas e d é o diâmetro das gotículas (Adaptada de EMAMI <i>et al.</i> , 2013).	27
Figura 2.17 – Superfície do rebolo de Al_2O_3 após retificar o aço N2711M com a técnica MQL (60 mL/h) após seis passes de 20 μm : a) vista geral do rebolo; (b) detalhe da região selecionada no rebolo com evidência de cavacos retidos perto da borda.	30
Figura 2.18 – Caracterização de um processo de dressagem (Adaptada, OLIVEIRA, 1988).	31
Figura 2.19 – Rugosidade em superfícies de aço ferramenta (62 HRc) após retificação com rebolo CBN 140N100P em função das velocidades de corte e da peça para profundidade de trabalho $a_e = 0,03$ mm na presença de fluido de corte integral (Adaptada, FATHALLAH <i>et al.</i> , 2009).	34
Figura 2.20 – Rugosidade da superfície em função da profundidade de corte, do tipo de abrasivo e técnica de lubri-refrigeração (Adaptada de FATHALLAH <i>et al.</i> , 2009).	34
Figura 2.21 – Acabamento superficial em AISI 52100 após retificação com rebolo de óxido de alumínio em diferentes condições de corte (Adaptada, TAWAKOLI <i>et al.</i> , 2009).	35
Figura 2.22 – Acabamento em função da taxa específica de remoção de material após a retificação com rebolo de óxido de alumínio em diferentes atmosferas de usinagem (Adaptada, RABIEI <i>et al.</i> , 2015): a) aço DIN 100Cr6 e b) para o HSS.	36
Figura 2.23 – Representação do fluxo de calor para cada componente do sistema de retificação com MQL (Adaptada de HADAD <i>et al.</i> , 2012).	37
Figura 2.24 – Queima de retífica em aço ABNT N2711M após o processo de retificação de passagem com rebolo de AA46K8V (Fonte: Próprio autor).	38
Figura 2.25 – Trincas em peças após a retificação de: a) aço temperado AISI 01 (60 HRc) (Muniz, 2009), b) aço SAE 52100 (INA, 2009) citado por Gonçalves Neto (2013).	38
Figura 2.26 – Tensão residual do aço 4340 após a usinagem e ao tratamento térmico (TT) (Adaptada de SILVA <i>et al.</i> , 2007).	40
Figura 2.27 – Microdureza e indicação de condição de queima e sem queima em função da distância abaixo da superfície usinada de um aço de rolamento (Adaptada do MALKIN, 1989).	41
Figura 2.28 – Microdureza em função da profundidade abaixo da superfície após retificação de um aço ferramenta endurecido SK7 (alto teor de carbono - dureza 58 HRc (JIS G4401)), com diferentes profundidades de corte (Adaptada do MALKIN e GUO, 2008).	42
Figura 2.29 – Desenho esquemático do espalhamento dos feixes de raios-X (CINDRA FONSECA, 2000).	46

Figura 2.30 – Micrografia de amostras de aço AISI 52100 obtidas via microscópio óptico e microestrutura revelada com Nital a 2% após diferentes processos de usinagem: a) retificação; b) torneamento (HASHIMOTO <i>et al.</i> , 2006).	47
Figura 2.31 – Microestruturas de aço reveladas por meio de ataque químico após o processo de retificação com diferentes taxas específicas de remoção de material: (a) $Q'_W = 5 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$; (b) $Q'_W = 500 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$; (c) $Q'_W = 1000 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$. (Adaptada, WALTON <i>et al.</i> , 2006).	48
Figura 2.32 – Diagrama de fases Fe – C (Adaptado, CHIVERINI, 1988).	49
Figura 2.33 – Resumo de parâmetros de entrada e de saída no processo de retificação (Adaptado de KÖNIG, 1980).	50
Figura 2.34 – Aplicações de aços endurecidos: a) matrizes para trabalho a quente; b) moldes para trabalho a frio; c) moldes para injeção de plástico; d) fabricação de ferramentas em aço rápido (BACALHAU, 2012).	51
Figura 2.35 – Molde para injeção de plástico (S Moldes, 2017).	52
Figura 2.36 – Exemplos de moldes para injeção de plástico de componentes de empresa automobilística: a) duto de arrefecimento e b) estrutura de para-choque (IBT, 2017).	53
Figura 2.37 – Molde de sopro para fabricação de embalagem para transporte de líquido (IBT, 2017).	54
Figura 2.38 – Custos para a fabricação de moldes para injeção de plástico, (a) custos gerais, (b) custos por etapa (Adaptado de GAMA, 2009).	55
Figura 2.39 – Requisitos solicitados para aços em moldes plásticos (VILLARES METALS S.A., 2012).	58
Figura 2.40 – Influência do tipo de aço no consumo de potência durante a retificação nas mesmas condições de retificação - rebolo de óxido de alumínio na presença de fluido de corte solúvel (ERASTEEL <i>apud</i> MUNIZ, 2009).	61
Figura 3.1 – Fluxograma com as etapas do procedimento experimental.	65
Figura 3.2 – Microestruturas dos aços investigados neste trabalho antes da usinagem: (a) Aço VP ATLAS (bainítico) atacado com nital a 4%; (b) Aço ABNT N2711M (martensítico) e (c) Aço ABNT VP100 (bainítico).	67
Figura 3.3 – Imagens das amostras embutidas após o polimento e marcas das identações para os aços: (a) VP ATLAS (476 HV), (b) VP100 (471 HV) e (c) N2711M (465 HV), antes dos ensaios de retificação (Próprio autor).	68
Figura 3.4 – Croqui do corpo de prova com suas dimensões.	69
Figura 3.5 – Imagem de posicionamento do bocal durante a retificação de uma amostra do aço ABNT N2711M pela técnica convencional com a vazão do fluido de corte igual a 545 L/h (Próprio autor).	72

Figura 3.6 – Bocal do tipo chato utilizado nos ensaios com a técnica MQL: (a) vista em perspectiva, (b) vista épura do bocal (dimensões mm).	72
Figura 3.7 – (a) Sistema rebolo-peça-bocal utilizado na retificação com a técnica MQL, (b) coordenadas e detalhes do posicionamento do bocal em relação ao centro do eixo – árvore da máquina ferramenta e (c) bomba de seringa desenvolvida para aplicação do fluido de corte via técnica MQL.	73
Figura 3.8 – Posicionamento das linhas imaginárias perpendiculares à direção de retificação para a medição dos parâmetros de rugosidades (dimensões em mm).	74
Figura 3.9 – Imagem da superfície retificada com a indicação das direções adotadas para as componentes da tensão residual adquiridas.	75
Figura 3.10 – Analisador de tensões residuais XStrees3000 e acessórios.	76
Figura 3.11 – Esquema para o posicionamento das identações na superfície onde faz a medição da microdureza (dimensões em μm).	77
Figura 4.1 – Parâmetro Ra para aço ABNT N2711M após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.	82
Figura 4.2 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	83
Figura 4.3 – Parâmetro de rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.	84
Figura 4.4 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	85
Figura 4.5 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.	86
Figura 4.6 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	87
Figura 4.7– Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.	88

Figura 4.8 – MEV das superfícies retificadas das amostras de aço N2711M com a técnica convencional após o último passe em diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 µm; b) após três passes de 40 µm; c) após dois passes de 60 µm.....	89
Figura 4.9 – MEV das superfícies retificadas das amostras de aço N2711M com a técnica MQL (60 mL/h) após o último passe em diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.....	90
Figura 4.10 – MEV das superfícies retificadas do aço N2711M com a técnica MQL (150 mL/h), após o último passe para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.....	91
Figura 4.11– MEV das superfícies retificadas do aço N2711M com a técnica MQL (240 mL/h) após o último passe para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.....	92
Figura 4.12 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte.....	93
Figura 4.13 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h.	94
Figura 4.14 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 150 mL/h.	95
Figura 4.15 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h.	95
Figura 4.16 – Tensões residuais nas amostras do aço ABNT N2711M, após retificação com a técnica convencional.....	97
Figura 4.17 – Tensões residuais nas amostras do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica MQL com vazões de: a) 60 mL/h, b) 150 mL/h e c) 240 mL/h.....	98
Figura 4.18 – Parâmetro Ra para aço VP ATLAS após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio (após remover 0,12 mm na altura da peça).....	100
Figura 4.19 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	101

Figura 4.20 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.	102
.....	102
Figura 4.21 – Rugosidade (Ra) do aço VP ATLAS após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	102
.....	102
Figura 4.22 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.	103
.....	103
Figura 4.23 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	104
.....	104
Figura 4.24 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.	104
.....	104
Figura 4.25 – MEV das superfícies aço VP ATLAS após retificação com a técnica convencional para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 μm , (b) após três passes de 40 μm e (c) após dois passes de 60 μm .	106
.....	106
Figura 4.26 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 μm ; b) após três passes de 40 μm ; c) após dois passes de 60 μm .	107
.....	107
Figura 4.27 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 μm ; b) após três passes de 40 μm ; c) após dois passes de 60 μm .	108
.....	108
Figura 4.28 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h) e diferentes penetrações de trabalho: (a) 20 μm , (c) 40 μm e (e) 60 μm , com os respectivos espectros dos elementos existentes nos detritos apontados nas letras (a), (c) e (e).	109
.....	109
Figura 4.29 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica convencional e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	110
.....	110
Figura 4.30 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	111
.....	111
Figura 4.31 – Microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	111
.....	111

Figura 4.32 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.....	112
Figura 4.33 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica convencional e em função das espessuras de corte equivalente.....	113
Figura 4.34 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.....	114
Figura 4.35 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e em função das espessuras de corte equivalente.....	115
Figura 4.36 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e em função das espessuras de corte equivalente.....	116
Figura 4.37 – Parâmetro Ra para aço ABNT VP100 após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.	117
Figura 4.38 – Parâmetro Ra do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL, vazão de 60 mL/h: (a) após cada passe e (b) ao fim do ensaio.	118
Figura 4.39 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.	118
Figura 4.40 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	119
Figura 4.41 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.	120
Figura 4.42 – Parâmetro Ra para o aço ABNT VP100 adquirido após a retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h: (a) após cada passe e (b) ao fim do ensaio.	120
Figura 4.43 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.	121
Figura 4.44 – MEV das superfícies do aço VP100 retificadas com a técnica convencional: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.	122
Figura 4.45 – MEV das superfícies retificadas do aço VP100 com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h após: (a) seis passes de 20 µm, (c) três passes de 40 µm e (e) dois passes de	

60 µm, (b); (d) e (f) os espectros dos elementos existentes nos detritos apontados nas letras (a), (c) e (e) respectivamente.....	123
Figura 4.46 – MEV das superfícies do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados na Figuras 4.46 (a), (c) e (e) respectivamente.	125
Figura 4.47 – MEV das superfícies do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados na Figuras 4.45 (a), (c) e (e) respectivamente.	126
Figura 4.48 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica convencional e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	127
Figura 4.49– Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	128
Figura 4.50 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	129
Figura 4.51 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.	130
Figura 4.52 – Tensões residuais após a retificação das amostras de aço ABNT VP100 com a técnica convencional de aplicação de fluido e corte para diferentes espessuras de corte equivalente.	131
Figura 4.53 – Tensões residuais após a retificação do aço VP100 em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL nas vazões de: (a) 60 mL/h e (b) 240 mL/h.....	132
Figura 4.54 – Rugosidade (Ra) para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de óxido de alumínio.	133
Figura 4.55 – Parâmetro Ra para aço ABNT N2711M após retificação com rebolo de SiC e a técnica convencional em função h_{eq} : (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.....	135
Figura 4.56 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com o rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.	135

Figura 4.57 – Parâmetro Ra para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.....	136
Figura 4.58 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após ensaios com o rebolo de SiC e a técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.....	137
Figura 4.59 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após retificação (rebolo de SiC) com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.....	138
Figura 4.60 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica convencional: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.....	139
Figura 4.61 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M retificadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados respectivamente.	140
Figura 4.62 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M retificadas com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados respectivamente....	141
Figura 4.63 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional ao final do ensaio.....	142
Figura 4.64 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h ao final do ensaio.....	143
Figura 4.65 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h ao final do ensaio.....	143
Figura 4.66 – Tensões residuais do aço N2711M após a retificação com rebolo de SiC e técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.	144
Figura 4.67 – Tensões residuais do aço N2711M com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.	145
Figura 4.68 – Tensões residuais do aço N2711M com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.	145
Figura 4.69 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente (a) após cada passe e (b) após último passe.....	146
Figura 4.70 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) após a cada passe e (b) após o último passe.....	147

Figura 4.71 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.....	147
Figura 4.72 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente (a) após cada passe e (b) após o último passe.....	148
Figura 4.73 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após retificação (rebolo de SiC) com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.....	149
Figura 4.74 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com o rebolo de SiC e técnica convencional: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.....	150
Figura 4.75 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com o rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) estão os espectros dos elementos existentes nos detritos apontados.....	151
Figura 4.76 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.....	152
Figura 4.77 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL e vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.....	153
Figura 4.78 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL e vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.....	153
Figura 4.79 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.....	154
Figura 4.80 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.....	155
Figura 4.81 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.....	155
Figura 4.82 – Rugosidade (Ra) com a técnica convencional, após retificação total de 0,12 mm para o aço VP100: (a) após cada passe, (b) ao final dos ensaios.....	156
Figura 4.83 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.....	157

Figura 4.84 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.	158
Figura 4.85 – Rugosidade (Ra) para o aço VP100 retificado pelo SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h: (a) após cada passe, (b) ao final dos ensaios.	158
Figura 4.86 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.	159
Figura 4.87 – MEV da superfícies do aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) são os espectros dos elementos existentes no material aderido.	160
Figura 4.88 – MEV da superfícies do aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (c) após três passes de 40 µm e (e) após dois passes de 60 µm: (b); (d) e (f) são os espectros dos elementos existentes no material aderido.	161
Figura 4.89 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes valores de espessura de corte equivalente.	162
Figura 4.90 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes valores de espessura de corte equivalente.	163
Figura 4.91 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h ao final do ensaio.	164
Figura 4.92 – Tensões residuais após a retificação com rebolo de SiC do aço VP100 com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalente.	165
Figura 4.93– Tensões residuais do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL na vazão de 60 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.	166
Figura 4.94 – Tensões residuais do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL na vazão de 240 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.	166
Figura 4.95 – Rugosidade (Ra) para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de carbeto de silício.	167
Figura 4.96 – Parâmetro Ra para os três aços testados em função do rebolo, da técnica de aplicação de fluido de corte e para diferentes espessuras de corte equivalente.	168
Figura 4.97 – Potência instantânea de retificação com a progressão da usinagem para os diferentes aços após a usinagem com técnica convencional de aplicação de fluido de corte	

para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) $h_{eq} = 0,09 \mu m$, (b) $h_{eq} = 0,18 \mu m$ e (c) $h_{eq} = 0,27 \mu m$ 171

Figura 4.98 – Potência instantânea de retificação com a progressão da usinagem para os diferentes aços após a usinagem com técnica MQL com diferentes vazões e espessuras de corte equivalente: (a) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,09 \mu m$, (b) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,18 \mu m$, (c) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,27 \mu m$, (d) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,09 \mu m$, (e) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,18 \mu m$, (e) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,27 \mu m$ 173

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Principais propriedades dos abrasivos (ROWE, 2009).....	11
Tabela 2.2 – Condutividade térmica e dureza HV de materiais abrasivos (ROWE, 2009)....	11
Tabela 2.3 – Dureza e aplicações dos principais abrasivos (Adaptada de MALKIN (1989) e YOUSSEF (2008)).	11
Tabela 2.4 – Alguns métodos de medição de tensão residual (Adaptado de SOUSA, 2012).	44
Tabela 2.5 – Classificação de aços endurecidos e suas letras de identificação por grupo conforme norma AISI (SILVA e MEI, 2010).....	51
Tabela 2.6 – Composição química dos aços VPATLAS e N2711M (% em massa) (VILLARES METALS S.A., 2012).....	58
Tabela 2.7 – Descrição de alguns parâmetros de rugosidade (adaptado de MACHADO <i>et al.</i> , 2011).	63
Tabela 3.1 – Composição química (% em massa) dos materiais investigados nesta pesquisa (Villares Metals S.A., 2013).....	66
Tabela 3.2 – Parâmetros de entrada para os ensaios com as técnicas: convencional e MQL.	70
Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados no sistema de medição das tensões residuais.	76
Tabela 3.4 – Variáveis de entrada e de saída investigadas neste trabalho. X: ensaio realizado.....	80

LISTA DE ABREVIACÕES E SÍMBOLOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ad	Penetração de dressagem
a_e	Penetração de trabalho
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
a_p	Profundidade de corte
ASM	<i>American Society of Metals</i>
b	<i>Largura de corte</i>
CBN	Nitreto cúbico de boro
CFC	Cúbica de face centrada
CVD	Deposição química de vapor
d_s	Diâmetro do rebolo
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EP	Aditivo de extrema pressão
F_N	Força normal
F_t	Força tangencial
h_{CU}	Espessura de cavaco não deformado
h_{eq}	Espessura de corte equivalente
h'	Espessura do cavaco
HSS	<i>Aço rápido</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
k_s	Pressão específica de corte
l_c	Comprimento de contato rebolo e peça
l_n	Comprimento de avaliação
l_r	Comprimento de amostragem
MQL	Mínima quantidade de lubrificação
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
NBR	Norma Brasileira
P_{mf}	Potência de acionamento do eixo arvore do motor
PVD	Deposição física a vapor
$R_a (\mu m)$	Desvio médio aritmético
$R_q (\mu m)$	Desvio médio quadrático
Rsk	Fator de assimetria do perfil (<i>Skewness</i>)

Rt (μm)	Altura total do perfil
Rz (μm)	Altura máxima do perfil
TCC	Tetragonal de corpo centrado
V_s	Velocidade de corte
V_w	Velocidade da peça

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 O processo de retificação.....	6
2.2 Mecanismo de retirada de material em usinagem por abrasão	7
2.3 Materiais abrasivos para rebolos de retificação.....	10
2.4 Parâmetros de Corte relacionados com o Processo de Retificação Plana	12
2.5 Energia específica na retificação.....	16
2.6 Fluidos de Corte na Retificação	20
2.7 Técnica MQL na Retificação	25
2.8 Operação de dressagem do Rebolo.....	31
2.9 Integridade da Superfície e Subsuperfície da peça	33
2.9.1 Métodos de detecção de defeitos de peças retificadas	42
2.9.1.1 Métodos não destrutivos – foco na tensometria por difração de raios-X	45
2.10 Aços endurecidos para moldes e matrizes	50
2.11 Usinabilidade de aços endurecidos para injeção de plástico	59
2.12 Rugosidade da superfície.....	61
CAPÍTULO III - METODOLOGIA	64
3.1 Materiais e Métodos Experimentais	64
3.1.1 Máquina-ferramenta	65
3.1.2 Rebolos	65
3.1.3 Materiais dos Corpos de provas	65
3.2 Caracterização dos materiais	66
3.2.1 Microestrutura	66
3.2.2 Microdureza	67
3.3 Preparação dos corpos de provas.....	68
3.4 Parâmetros de corte.....	69
3.5 Fluidos de corte e técnicas de aplicação.....	71
3.6 Medição da rugosidade	74
3.7 Medição das tensões residuais	75
3.8 Análise subsuperficial das amostras retificadas	76
3.9 Potência Elétrica	78
3.10 Variáveis de entrada de saída investigadas	79
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO	81

4.1 Ensaios de retificação com o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3)	81
4.1.1 Resultados para o Aço ABNT N2711M com rebolo de Al_2O_3	81
4.1.1.1 Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente.....	81
4.1.1.2 Imagens das superfícies de aço N2711M após retificação com rebolo de óxido de alumínio com a técnica convencional e em diferentes condições de corte	88
4.1.1.3 Imagens das superfícies do aço N2711M após retificação com rebolo de óxido de alumínio com a técnica MQL com diferentes vazões.....	89
4.1.1.4 Microdureza do aço N2711M após retificação com a técnica convencional.....	92
4.1.1.5 Microdureza do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica MQL e diferentes vazões	94
4.1.1.6 Tensões residuais por difração de Raios-X após retificação do aço ABNT N2711M com diversas condições de corte.....	96
4.1.2 Resultado para o Aço VP ATLAS	99
4.1.2.1 Rugosidade superficial (Ra) do aço VP ATLAS APÓS a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em função da h_{eq}	99
4.1.2.2 Rugosidade superficial (Ra) do aço VP ATLAS após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL com diferentes vazões e em função da h_{eq}	100
4.1.2.3 Imagens das superfícies de aço VP ATLAS após retificação com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.	105
4.1.2.4 Microdureza do aço VP ATLAS com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.....	109
4.1.2.5 Tensões residuais por difração de raios-X após retificação do aço VP ATLAS COM rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.	112
4.1.3 Resultados para Aço ABNT VP100	116
4.1.3.1 Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) do aço VP100 após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente	116
4.1.3.2 Rugosidade da superficial (Ra) do aço ABNT VP100 após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL com diferentes vazões e em função da penetração de trabalho.....	117
4.1.3.3 Imagens das superfícies de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica convencional e em diferentes condições de corte	121
4.1.3.4 MEV das superfícies de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com diferentes vazões	122

4.1.3.5 Microureza do aço ABNT VP100 com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte	127
4.1.3.6 Tensões residuais por difração de raios-X após retificação do aço ABNT VP100 com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte	130
4.1.4 Rugosidade da superfície para os três materiais testados após a usinagem com o rebolo de óxido de alumínio em várias condições de corte	132
4.2 Ensaios de retificação plana tangencial com uso do rebolo de carbeto de silício (SiC)	134
4.2.1 Resultados para o aço ABNT N2711M com rebolo de SiC.....	134
4.2.1.1 Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente.	134
4.2.1.2 Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente.	135
4.2.1.3 Imagens das superfícies retificadas com rebolo de carbeto de silício (SiC) e com a técnica convencional.....	138
4.2.1.4 Imagens das superfícies retificadas com rebolo de carbeto silício e com a técnica MQL em diferentes vazões	139
4.2.1.5 Microureza do aço ABNT N2711M retificado com rebolo de carbeto silício (SiC) e com a técnica convencional	142
4.2.1.6 Microureza do aço ABNT N2711M retificado com rebolo de carbeto de silício(SiC) e com a técnica MQL em diferentes vazões	142
4.2.1.7 Tensões residuais por difração de raios – X obtidas após retificação do aço ABNT N2711M com o rebolo de carbeto de silício e com a técnica convencional	143
4.2.1.8 Tensões residuais por difração de raios – X obtidas após retificação do aço ABNT N2711M com rebolo de carbeto de silício e técnica MQL em diferentes vazões	144
4.2.2 Resultados para o Aço VP ATLAS com rebolo de SiC	145
4.2.2.1 Rugosidade da superfície – parâmetro Ra após a retificação com rebolo de SiC com a técnica convencional em diferentes valores de penetração de trabalho 145	145
4.2.2.2 Rugosidade da superfície – parâmetros Ra após a retificação com o rebolo carbeto de silício com a técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente	146
4.2.2.3 Imagens das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com rebolo de carbeto de silício com técnica convencional em função das penetrações de trabalho	149
4.2.2.4 Imagens das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de carbeto de silício com técnica MQL.....	150

4.2.2.5 Microureza do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de SiC e a técnica convencional.....	152
4.2.2.6 Microureza do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de SiC com técnica MQL e vazão de 60 mL/h	152
4.2.2.7 Microureza do aço VP ATLAS APÓS retificação com rebolo de SiC com técnica MQL e vazão de 240 mL/h	153
4.2.2.8 Tensões residuais por difração de raios-X obtidas após retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SIC com a técnica convencional.....	154
4.2.2.9 Tensões residuais por difração de raios-X obtidas após retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SIC com a técnica MQL.....	154
4.2.3 Aço ABNT VP100 com rebolo de SiC.....	155
4.2.3.1 Rugosidade da superfície Ra do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC com técnica convencional em função das espessuras de corte equivalente	155
4.2.3.2 Rugosidade da superfície Ra do aço VP100 após a retificação com a técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente	156
4.2.3.3 Imagens das superfícies do aço ABNT VP100 retificadas com rebolo de SiC com técnica MQL.....	159
4.2.3.4 Microureza do aço ABNT VP100 após retificação com rebolo de SiC e técnica convencional.....	161
4.2.3.5 Microureza do aço ABNT VP100 após retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com a vazão de 60 mL/h	162
4.2.3.6 Microureza do o aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e a técnica MQL com vazão de 240 mL/h	163
4.2.3.7 Tensões residuais no aço VP100 após retificação com rebolo de SIC com a técnica convencional.....	164
4.2.3.8 Tensões residuais no aço VP100 após retificação com rebolo de SIC com a técnica MQL.....	165
4.2.4 Rugosidade da superfície para os três materiais testados após a usinagem com o rebolo de carbeto de silício em várias condições de corte.....	166
4.3 Rugosidade da Superfície dos três aços após a usinagem com os dois rebolos e todas as condições de corte empregadas	167
4.4 Potência instantânea de retificação.....	169
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES	174
Sugestões para trabalhos futuros	177
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	178
APÊNDICE	187

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A tendência industrial é colocar no mercado produtos cada vez mais aprimorados, com tolerâncias geométricas e dimensionais cada vez mais estreitas. Dentre vários processos de fabricação, a retificação se destaca como um processo que permite atingir tais requisitos.

A retificação é definida como o processo mecânico de usinagem por abrasão destinada ao processamento de materiais duros ou frágeis por meio de partículas abrasivas de dureza bem superior ao do material a ser usinado. Os abrasivos apresentam arestas com formas e orientações irregulares os quais são unidos por meio de ligantes. A ferramenta é conhecida como rebolo que pode ser de abrasivos convencionais (por exemplo, de óxido de alumínio ou carbeto de silício) ou superabrasivos (nitreto cúbico de boro CBN e o diamante sintético).

Devido às peculiaridades do processo de retificação, tais como altas velocidades de corte (em geral acima de 30 m/s), abrasivos convencionais pobres condutores de calor, arestas dos abrasivos com ângulos de saída negativos e cavacos possuem seção pequena, há intensa geração de calor na zona de corte durante a usinagem e por isso são desenvolvidas elevadas temperaturas. Com isso, grande parte do calor que é gerado é direcionada para a peça, diferente do que normalmente acontece durante a usinagem com ferramentas de geometria definida, por exemplo, o fresamento, o qual grande parte do calor é dissipada para o cavaco. Dependendo do processo de retificação, das propriedades da peça sendo usinada e das condições de corte, e se este calor for gerado em excesso, tanto a superfície quanto a subsuperfície da peça estarão sujeitos a alterações que poderão comprometer o seu uso, portanto, gerar prejuízos (MARINESCU *et al.*, 2007).

Para evitar que danos de origem térmica comprometam a peça e o processo de retificação, se faz necessário o uso de fluido de corte principalmente com a predominância da função refrigerante para remover o calor gerado na zona de corte (JOHNSON, 1990). Diferentemente dos processos de usinagem com ferramenta de usinagem com ferramenta

de geometria definida, no processo de retificação é necessário empregar vazões de fluido de corte mais elevadas que variam desde 9 L/min (540 L/h) em média para as retificadoras planas de semi-precisão até 300 L/min (18000 L/h) para retificadoras sem centros. Com isso, são necessárias bombas mais potentes para o deslocamento de fluidos de corte, além do aumento dos custos com consumo, tratamento, manutenção e/ou descarte dos fluidos de corte. Por estes e outros motivos o uso dos fluidos de corte tem sido cada vez mais questionado (ALVES *et al.*, 2010). Observa-se que muitos fluidos de corte podem causar problemas respiratórios e de pele (dermatites) nos usuários e serem nocivos para meio ambiente. O descarte de maneira inapropriada causa poluição de rios e solos e produz danos à fauna e à flora.

Uma alternativa atrativa para o uso de fluidos de corte em processos de retificação vem a ser a aplicação da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL). Ou ainda, a usinagem próxima da condição a seco (da terminologia Inglesa: (*Near-Dry-Machining – NDM*), que utiliza uma quantidade muito pequena de fluido de corte, em comparação com a técnica convencional. Em operações que empregam a técnica MQL, geralmente o fluido de corte utilizado é o óleo integral de base mineral ou vegetal. Mas há aplicações que utilizam emulsões à base de água (WEINERT *et al.*, 2004). A técnica MQL consiste em pulverizar as gotas de óleo que serão dispersas por um jato de ar que as arrastam, transportando-as durante o fluxo de ar. Esta técnica é a que proporciona melhor lubrificação, em detrimento da refrigeração (MALKIN e GUO, 2008).

Além de selecionar a correta técnica de aplicação de fluido de corte e sua vazão, faz-se importante buscar condições de corte (velocidade de corte, velocidade da mesa, penetração de trabalho, rebolo (que inclui o tipo do abrasivo, granulometria, dureza e estrutura, número de passes, dentre outros) que variam de material para material. Esta busca ocorre tanto para materiais que estão sendo comercializados há muito tempo, pois dependerá da máquina ferramenta, tempo de processo, lote de peças, como também para materiais que foram colocados no mercado há pouco tempo. Dois dos materiais investigados nesta pesquisa, aços N2711M e VP ATLAS, são de inserção considerada recente no mercado. A seleção de um aço para matriz leva em consideração em um primeiro momento a resistência ao desgaste, tenacidade e resistência ao amolecimento pelo calor. Outro requisito está relacionado com a sua usinabilidade, principalmente em termos da sua facilidade de ser retificado. Este é um dos outros fatores que levaram ao desenvolvimento desta pesquisa. Vários estudos têm sido desenvolvidos no sentido de reduzir o custo de fabricação de peças usinadas através de maiores taxas de remoção de material, com menor taxa de degaste possível, e sem acarretar prejuízo nas propriedades do material da peça.

Neste contexto, por serem ainda poucos os trabalhos na literatura até a conclusão desta pesquisa sobre retificação de aços para moldes e matrizes é que se desenvolveu este trabalho. Por ainda não existir na literatura recomendação de rebolos de usinagem para os aços N2711M, VP ATLAS e VP100 e por considerar que a usinabilidade destes aços em termos de retificação e pelo potencial a ser ainda explorado em relação às aplicações destes aços em outras áreas, além da indústria automobilística, foram selecionados dois rebolos, um de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) e outro de carbeto de silício (SiC). A escolha da técnica MQL deveu-se aos resultados positivos relatados na literatura específica para aplicações em retificação, uma vez que ela tem proporcionado bons resultados de acabamento, às vezes superiores àqueles encontrados com o emprego da técnica convencional.

Neste trabalho foram investigadas duas técnicas de aplicação de fluido de corte: a técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL) e a técnica convencional. Para ambas as técnicas foram selecionadas um fluido de corte de base vegetal, visando respeitar os aspectos ecológicos e econômicos. Uma vez que o fluido de corte onera os custos de produção. Pode assim, causar problemas à saúde dos operadores e ao ambiente, quando mal gerenciados. Selecionaram-se três vazões para a técnica MQL. E para avaliar a usinabilidade dos aços, foram utilizados três valores de penetração de trabalho, que resultaram em três valores de espessura de corte equivalente (h_{eq}). As variáveis de saídas investigadas foram a rugosidade (R_a), a microdureza e tensões residuais dos materiais após a usinagem. As imagens das superfícies retificadas foram obtidas via microscópio eletrônico de varredura para avaliação da textura da superfície e identificação dos mecanismos de corte. Por fim, foi também monitorada a potência elétrica instantânea do processo. Pelo menos duas contribuições de destaque serão proporcionadas com esta pesquisa. Uma delas refere-se aos resultados das tensões residuais geradas nas diferentes condições de corte. Vale ressaltar que as tensões residuais de compressão são desejáveis, haja vista que elas aumentam a resistência à fadiga dos materiais em certas condições de trabalho. A outra se relaciona com os fatores econômicos, tecnológicos e ambientais relacionados ao uso de fluidos de corte aplicados em abundância, uma vez que a pressão das agências ambientais tem sido cada vez maior pela redução e/ou eliminação dos fluidos de corte em usinagem. A eficiência do fluido está atrelada às condições de corte que regem os mecanismos de corte e condições tribológicas existentes nas interfaces, rebolo-cavaco e rebolo-peça. A seguir são listados os objetivos desta pesquisa:

O objetivo deste trabalho foi avaliar a integridade da superfície de aços para moldes e matrizes (ABNT N2711M[®], VP ATLAS[®] e VP100[®]) após o processo com retificação tangencial plana com diferentes condições operacionais (tipo de rebolo, espessura de corte equivalente, técnica de aplicação de fluido de corte e diferentes vazões do fluido de corte). As variáveis de saídas investigadas foram os parâmetros de rugosidade, a microtureza e tensões residuais dos materiais após a usinagem, como também as imagens das superfícies retificadas. A potência elétrica instantânea de retificação também foi monitorada para diversas condições de corte. Pretende-se ainda com este trabalho contribuir para o melhor entendimento das condições de retificação de aços para moldes e matrizes, gerar dados que possam ser empregados nas indústrias e incentivar a usinagem com emprego de fluidos de corte menos agressivos ao operador e ao meio ambiente, como também possibilitar a redução do volume deles.

Os objetivos específicos são:

- i) Avaliar a espessura de corte equivalente, o tipo de rebolo na integridade superficial e subsuperficial dos aços ABNT N2711M[®], VP ATLAS[®] e VP100[®];
- ii) Verificar o desempenho da técnica de aplicação da mínima quantidade de fluido de corte (MQL) no acabamento, microtureza e tensões residuais;
- iii) Avaliar a textura das superfícies retificadas dos diferentes materiais e nas várias condições de corte testadas;
- iv) Monitorar e investigar a influência dos materiais testados e condições de corte empregadas na potência elétrica do motor da máquina ferramenta.

Este trabalho está estruturado da seguinte forma:

No capítulo II é apresentada uma revisão bibliográfica, sendo que são abordados temas teóricos importantes e necessários para uma revisão do estado da arte e para um bom entendimento da pesquisa.

No capítulo III são descritos, detalhadamente, os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, máquinas, equipamento, materiais, rebolos e instrumentos de medição utilizados na pesquisa.

No capítulo IV são apresentados os resultados obtidos nos ensaios e será feita uma discussão com base nestes resultados. Eles estão na seguinte sequência: rugosidade, microtureza, microestrutura, tensão residual e potência elétrica instantânea.

No capítulo V são apresentadas as principais conclusões a partir dos resultados obtidos neste trabalho e sugeridos temas para trabalhos futuros.

Ao final são apresentadas as referências bibliográficas, utilizadas na pesquisa e na elaboração do texto, como também os apêndices contendo a relação dos resultados complementares obtidos deste trabalho que não foram discutidos no capítulo V.

A motivação do trabalho está em comparar a técnica convencional e a técnica MQL, uma vez que a lubri-refrigeração por inundação (convencional) usa grande quantidade de fluido de corte na operação de retificação. Além disso, a presença de tensões residuais (TR), geradas durante o processo de retificação, constitui um problema. Estas TR podem se somar às tensões de carregamento externo, causando falhas em componentes retificados. Sendo necessário conhecer como certos parâmetros do processo, influenciam na geração das tensões residuais.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O processo de retificação

Por retificação entende-se o processo de usinagem convencional que utiliza partículas abrasivas (grãos) muito duras como ferramentas de corte (MALKIN e GUO, 2008). Estes grãos apresentam arestas que possuem formas e orientação irregulares que são unidos por ligantes (MACHADO *et al.*, 2009). Este processo é empregado para reduzir as irregularidades nas superfícies e melhorar a exatidão de peças usinadas por outros processos ou ainda como alternativa para usinar materiais com dureza acima de 40 HRc que não podem ser usinados por outros processos (BATALHA, 2005). Shaw (1996a) havia afirmado que a retificação é um dos processos mais importantes para a produção de peças com elevada exatidão e por isso ocupa uma posição de destaque dentro da usinagem.

Na retificação tangencial plana, a profundidade de corte em um único passe longitudinal do rebolo é pequena, geralmente inferior a 100 µm (ROWE, 2010). Outra diferença do processo de retificação em relação aos processos de usinagem que utilizam ferramenta com geometria definida é a velocidade de corte (velocidade tangencial do rebolo) que atinge valores até 14 vezes maiores que as velocidades empregadas em processos de fresamento de aços de média a elevada dureza, por exemplo.

A retificação é um processo que envolve alta quantidade de energia por volume de material removido (energia específica) e que submete ainda que localmente, as peças ou parte destas, a ciclos térmicos intensos e curtos, uma vez que estas solicitações produzem grandes variações de temperatura em intervalos de tempo muito curtos (MARINESCU, 2004). Em termos de energia total requerida para remoção de material, a retificação pode exigir de duas a vinte vezes mais do que aquela requerida por outros processos de usinagem com ferramenta com geometria definida, para o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo (DINIZ *et al.*, 2008).

Como todo processo de usinagem, a retificação não está isenta de desafios e problemas. A literatura específica tem relatado que este processo envolve a geração de forças de corte e intenso fluxo de calor para a peça, o que gera um elevado gradiente de temperatura. Haja vista que os rebolos convencionais são pobres condutores de calor. Principalmente quando submetidos a elevadas temperaturas de usinagem, como é o caso da retificação. Quando os parâmetros de corte não são adequadamente selecionados, a maior parcela do calor é direcionada para a peça, consequentemente causando danos que comprometem a integridade superficial das peças retificadas. Além de problemas na superfície, como o pobre acabamento que às vezes é caracterizado por apresentar rugosidade (parâmetro Ra) acima de $1,6 \mu\text{m}$, os mais comuns de acontecer estão relacionados com as alterações microestruturais. Destacam-se a oxidação da superfície, ou popularmente designada por alguns autores como “queima de retífica”, a perda de dureza e as tensões residuais de tração provenientes de excessiva geração de calor, vibrações excessivas do sistema máquina-ferramenta-mesa como também das condições dos grãos abrasivos, por exemplo, o desgaste prematuro da ferramenta abrasiva (MARINESCU *et al.*, 2007). Na pior das hipóteses, como a retificação é geralmente uma das últimas operações na cadeia do processo de fabricação, a peça será inutilizada implicando em prejuízo econômico.

Para a melhor compreensão do processo de retificação, nas próximas sessões serão abordados os tópicos relacionados com o tema desta proposta de trabalho, que envolvem o entendimento do mecanismo de remoção de material (para materiais dúcteis e materiais duros), as peculiaridades deste processo, tais como características do rebolo, parâmetros de corte, materiais abrasivos, energia específica de corte, fluidos de corte, técnica MQL empregada em retificação, integridade superficial e as técnicas de avaliações e características de usinabilidade dos materiais das peças a serem retificados neste trabalho.

2.2 Mecanismo de retirada de material em usinagem por abrasão

Os três componentes básicos de um rebolo são: o abrasivo (a ferramenta cortante), o ligante (o “porta-ferramenta”) e a porosidade (para remoção do cavaco e/ou introdução de fluido de corte). De uma forma simplificada, o rebolo pode ser entendido como uma ferramenta com diversas micro-arestas de corte que não possuem geometria definida como aquelas observadas nas ferramentas como bits, brocas e insertos (ASM METALS HANDBOOK, 2004).

Para que ocorra a retirada de material da peça é necessário que haja uma pressão da ferramenta abrasiva sobre a peça em conjunto com o movimento relativo entre as superfícies (velocidade de corte, V_s). A formação de cavaco (pequena porção de material da peça) é análoga ao que ocorre em processos de usinagem convencional como o torneamento, como demonstrado nas Figs. 2.1(a) e 2.1(b). Contudo, para ferramentas com arestas que não possuem geometria definida, o rebolo, por exemplo, o ângulo de saída pode alternar entre positivo e negativo (Figura 2.1 b) durante as várias passagens do rebolo sobre a peça, e assim podendo afetar negativamente a textura e rugosidade da superfície usinada.

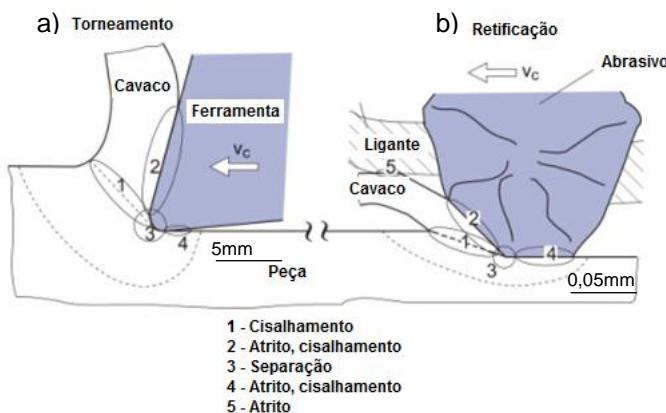


Figura 2.1 – Esquema de formação de cavaco com ferramentas com arestas com ângulos: a) definidos e b) não definidos (Adaptado de NEUGEBAUER *et al.*, 2011).

Diferentemente do torneamento, que é um processo de usinagem com remoção de cavaco de forma contínua e com ferramenta com aresta de geometria definida, a retificação se assemelha mais com o processo de fresamento, pelo fato da aresta de corte entrar e deixar a peça durante o processo de usinagem. Devido ao fato de que os grãos que promovem o corte na usinagem por abrasão possuírem arestas pequenas, este processo de usinagem é capaz de assegurar a produção de componentes com desvios dimensionais e geométricos inferiores àqueles obtidos em operações que utilizam ferramentas de corte com geometria definida. Em geral, a qualidade de trabalho proporcionada pelo processo de retificação varia entre IT6 e IT3 (MACHADO *et al.*, 2009).

Para manter a eficiência do processo de retirada de material é imprescindível que a ferramenta esteja com suas arestas bem afiadas. No caso das ferramentas com ângulos de geometria definidos, esta característica pode ser mantida através da reafiação da ferramenta.

Há de se observar que as ferramentas abrasivas, em sua maioria, são desenvolvidas para que possam renovar suas arestas cortantes ao longo do processo de retificação. Para

isso, uma propriedade importante dos abrasivos deve ser levada em consideração: a friabilidade. Quando isso não for suficiente, utiliza-se uma operação conhecida como dressagem para afiar os grãos abrasivos bem como para limpar o rebolo, remover os cavacos e outros resíduos que se alojam nos poros do rebolo.

Grãos fraturam e expõe novas arestas afiadas, e isso deve ocorrer certo número de vezes antes que o grão se desprenda do ligante como ilustrado na Fig. 2.2, facilitando a penetração do grão abrasivo na peça com um consumo menor de energia (ASM METALS HANDBOOK, 2004).

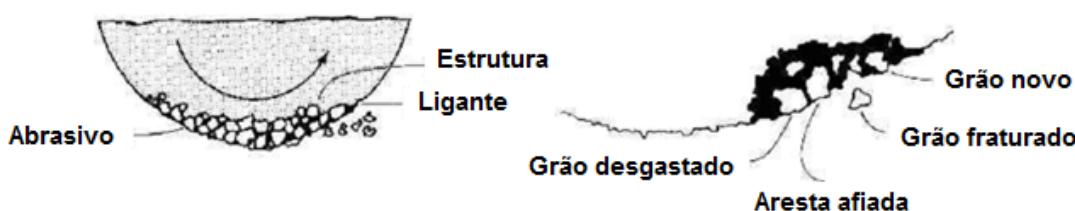


Figura 2.2 – Ilustração esquemática da renovação de arestas num rebolo (Adaptado de ASM METALS HANDBOOK, 2004).

É importante ressaltar que existem peculiaridades durante o processo de retificação de materiais duros e frágeis e de materiais dúcteis.

A remoção de material na usinagem por abrasão de materiais dúcteis se dá em três etapas, como esquematizado na Fig. 2.3 (a). A aresta cortante do grão abrasivo penetra na peça com uma profundidade bem pequena, causando, inicialmente, apenas deformação elástica. À medida que o grão abrasivo penetra na peça, o material vai sendo empurrado e colocado de lado pela aresta cortante, porém, sem a remoção de material, ou seja, nesta fase ocorre apenas deformação plástica.

Quando a profundidade de penetração do grão abrasivo, que neste ponto é a espessura do cavaco não deformado (h_{CU}) atinge um valor crítico que garante a remoção de material da peça (T_p - profundidade de corte crítica), o cavaco é então formado, ocorrendo assim o arranque de material (MARINESCU *et al.*, 2007).

Para os materiais com elevada dureza, o processo de remoção de material pela usinagem por abrasão é apresentado na Fig. 2.3 (b), com as etapas até a formação do cavaco na retificação de materiais duros e frágeis. Por causa da baixa ductilidade desses materiais, a região de deformação elástica e plástica é bem pequena. Desta forma, ao invés de inicialmente apenas serem deformados pela penetração da aresta de corte, tais materiais se fraturam, o que resulta em lascamento e consequente geração de cavacos fragmentados (MARINESCU *et al.*, 2007).

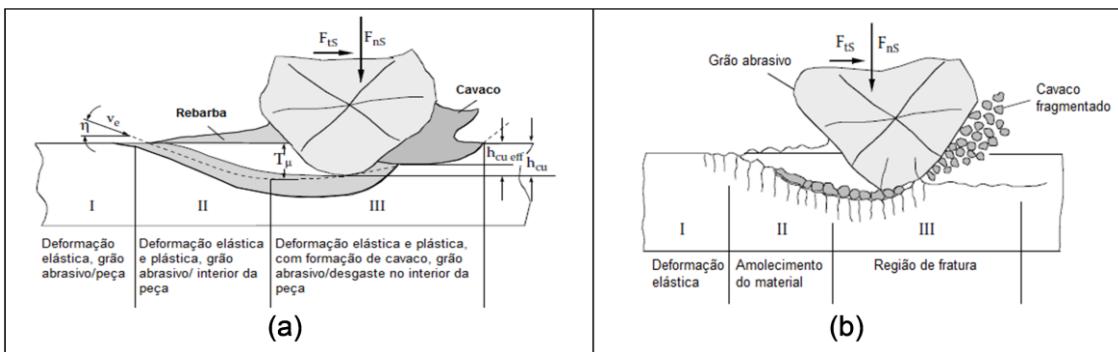


Figura 2.3 – (a) Etapas da remoção de material na usinagem por abrasão de materiais dúcteis e (b) etapas para a remoção de material na usinagem por abrasão de materiais de elevada dureza (Adaptada, MARINESCU *et al.*, 2007).

2.3 Materiais abrasivos para rebolos de retificação

Nos processos de usinagem por abrasão, os abrasivos são classificados em convencionais e superabrasivos.

Os abrasivos convencionais são a base de óxido de alumínio (Al_2O_3) (de menor dureza entre os abrasivos) e o carbeto de silício (SiC) (KRAR, 1995). Outros abrasivos derivados de misturas de outros elementos tanto no óxido de alumínio quanto no carbeto de silício, também estão disponíveis comercialmente. Os rebolos de Al_2O_3 se classificam em comum (cinza), branco, rosa ou zirconado, enquanto que os de SiC cristalino apresentam-se no mercado em duas ou três variedades diferenciadas, basicamente pela sua cor: verde, verde escuro e preto, dependendo de algumas impurezas (NUSSBAUM, 1988).

Os materiais superabrasivos para aplicações em retificação são o nitreto cúbico de boro (CBN) e o diamante. Eles possuem custo bem superior aos abrasivos convencionais e têm até o momento o seu emprego justificado em casos de exigência de um acabamento superior àquele proporcionado pelos abrasivos convencionais (YOUSSEF, 2008). Em geral eles são empregados para usinagem de materiais de elevada dureza em elevadas velocidades de corte, que podem atingir 200 m/s (OLIVEIRA, SILVA e GUO, 2009). Enquanto que o CBN é utilizado para retificação de aços e vários outros materiais não ferrosos, o diamante tem sido empregado para retificação de superligas à base de titânio e níquel, para materiais cerâmicos e para confecção de dressadores.

Nas Tabelas 2.1, 2.2 e 2.3 são apresentadas, respectivamente, as principais propriedades gerais, condutividade térmica e aplicações dos abrasivos convencionais e dos superabrasivos relatadas por diferentes autores.

Tabela 2.1 – Principais propriedades dos abrasivos (ROWE, 2009).

Propriedade	Óxido de Alumínio (Al_2O_3)	Carbeto de silício (SiC)	Nitreto cúbico de boro (CBN)	Diamante
Estrutura cristalina	Hexagonal	Hexagonal	Cúbica	Cúbica
Densidade [Kg/m ³]	3980	3220	3480	3520
Ponto de Fusão [°C]	2040	2830	3200 [a 0,105Mpa]	3700 [a 0,13MPa]
Dureza [N/m ²]	21000	24000	47000	80000

Tabela 2.2 – Condutividade térmica e dureza HV de materiais abrasivos (ROWE, 2009).

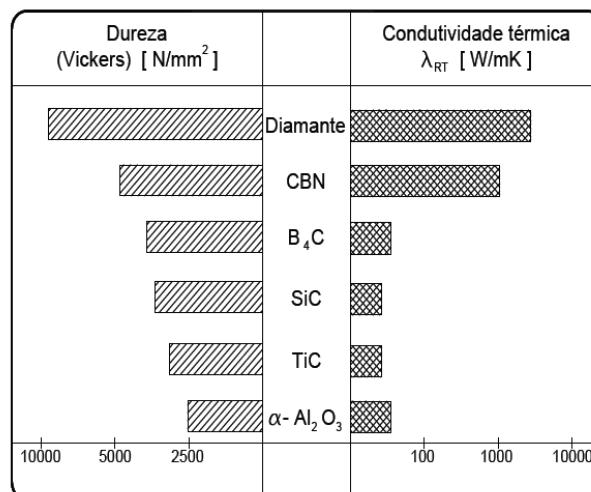


Tabela 2.3 – Dureza e aplicações dos principais abrasivos (Adaptada de MALKIN (1989) e YOUSSEF (2008)).

Abrasivo	Dureza [Knoop]	Aplicação
Al ₂ O ₃	2100-3000	Usinagem de materiais com elevada resistência à tração como aços em geral e afiação de ferramentas de aço rápido.
SiC	2500-3000	Usinagem de materiais com baixa resistência à tração como os ferros fundidos em geral, materiais não ferrosos, não metálicos, para afiar ferramentas de metal duro. São mais friáveis que os abrasivos de óxido de alumínio.
CBN	4000-5000	Usinagem de aços de elevadas dureza e ligas aeroespaciais em condições que são exigidas tolerâncias dimensionais estreitas e baixa rugosidade.
Diamante	7000-8000	Usinagem de materiais não ferrosos para condição de ótimo acabamento e afiação de ferramentas de metal duro.

Em relação aos rebolos para retificação, são fatores que interferem na eficiência do processo: o tamanho do grão, o material ligante e a estrutura da ligação entre grão e ligante (aberta ou fechada). O tamanho do grão é um dos principais responsáveis pela rugosidade final da peça, juntamente com outra variável do processo, a profundidade de trabalho (a_e) que será comentada mais adiante, cujos valores, dependendo do processo de retificação podem variar o parâmetro de rugosidade Ra de 0,1 a 1,6 μm . Diante disso, estabeleceu-se uma relação de quanto menor o tamanho do grão abrasivo, menor será o valor de rugosidade da superfície retificada (altas velocidades do rebolo e baixas velocidades da peça também contribuem para redução da rugosidade final) (MARINESCU *et al.*, 2004).

Quanto aos materiais ligantes, os mais utilizados são os do tipo vitrificados, resinoides, borracha, metais e de argila.

As ligas vitrificadas são feitas à base de mistura de feldspato e argila, sendo esta a mais utilizada, pois não sofrem ataque ou reação química pela água, óleo ou ácidos e são utilizadas principalmente para a retificação de acabamento (MALKIN, 2008). Enquanto as ligas do tipo resinoide são à base de resinas sintéticas (fenólicas) e que permitem a construção de rebolos para operações de desbaste em alta velocidade de corte que normalmente não devem exceder 80 m/s (NUSSBAUM, 1988). Estas ligas não são recomendadas para operações de retificação com elevadas vazões de fluido de corte. As ligas à base de borracha são utilizadas em aglomerante de ferramentas abrasivas para corte de metais e em rebolos transportadores na retificação sem centro (*centerless*).

2.4 Parâmetros de Corte relacionados com o Processo de Retificação Plana

Embora sejam vários os parâmetros de entrada ou grandezas físicas que devam ser levados em conta ao estudar um processo de retificação, seja ela plana; cilíndrica externa e interna, sem centros, de mergulho ou frontal, alguns dos parâmetros são comuns de todos estes processos e serão abordados a seguir, com foco no processo de retificação plana tangencial. São eles:

- Velocidade de corte, (V_s): é o deslocamento de um ponto (grão) na superfície de corte do rebolo em um determinado tempo. Parâmetro de grande importância, pois determina a vida do rebolo, implicando na alteração da capacidade de remoção dos grãos abrasivos e no acabamento superficial das peças (WINTER (2004) *apud* DAMASCENO (2010)). Ela pode ser calculada pela Eq. (2.1):

$$V_s = \frac{\pi n_s d_s}{60.1000} \quad [\text{m/s}] \quad (2.1)$$

- Velocidade periférica da peça (V_w): para o processo de retificação plana, a velocidade da peça coincide com a velocidade da mesa, que pode ser expressa em mm/min ou m/min.

Assim como a velocidade do rebolo, a velocidade da peça afeta a taxa de remoção de material da peça, altera a espessura do cavaco e influência na força de corte, dado que decorre o aumento da carga sobre cada abrasivo do rebolo (DAMASCENO, 2010).

- Penetração de trabalho ou profundidade de penetração do rebolo (a_e): é a medida da espessura de material (mm) removido por revolução ou passagem da peça, também conhecida com profundidade radial ou o quanto a ferramenta penetra em relação ao plano de trabalho. É medida perpendicularmente à direção de avanço da peça ou rebolo (Figura 2.4). Ela é responsável por ampliar a área de contato entre a peça e a ferramenta, aumentando consequentemente, o número de grãos em contato com a superfície que está sendo usinada. Elevados valores de profundidade de corte resultam em acréscimo das forças de corte, que por sua vez causam deformações entre a peça e a ferramenta (KÖNIG (1980) apud DAMASCENO (2010)). Esta variável (a_e), exceto em situações especiais, se situa na faixa de décimos de milímetros, centésimos de milímetros a milésimos milímetros, o que resulta em tolerâncias estreitas (qualidade de trabalho entre IT4 ou IT3) (MACHADO *et al.*, 2011).
- Profundidade ou largura de usinagem (a_p): é a profundidade axial do rebolo na peça ou a largura de penetração da ferramenta na peça, medida na direção perpendicular ao plano de trabalho. Na maioria dos casos é a largura do rebolo que está em contato com a peça (Figura 2.5).
- Comprimento de contato rebolo-peça (l_c): é o arco ou comprimento de contato medido em mm que define a extensão de contato entre o rebolo e a peça durante a operação de retificação. Esta grandeza pode ser calculada pela Eq. (2.2) que depende da profundidade de trabalho (a_e) e do diâmetro do rebolo (d_s). No caso da retificação plana tangencial, o diâmetro equivalente (d_e) é igual ao diâmetro do rebolo (d_s).

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_e} \quad [\text{mm}] \quad (2.2)$$

O diâmetro equivalente é calculado pela Eq. (2.3):

$$d_e = \frac{d_s}{1 \pm \frac{d_s}{d_w}} \quad (2.3)$$

Onde (+) é usado para a retificação cilíndrica externa e (-) para a retificação cilíndrica interna, para retificação plana d_w (diâmetro da peça) tende ao infinito.

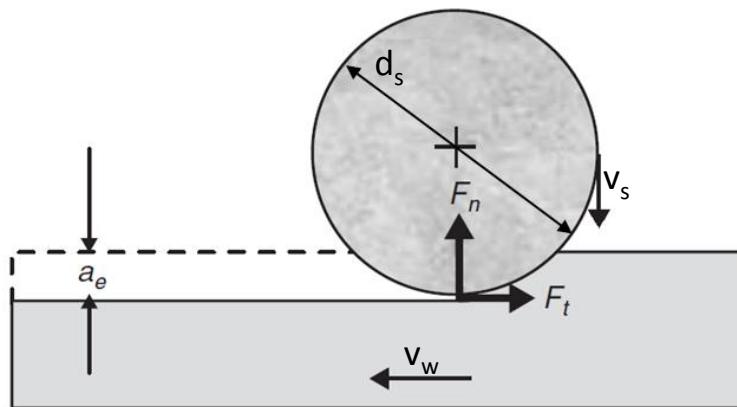


Figura 2.4 – Esquema das grandezas físicas para o processo de retificação plana (Adaptado de ROWE (2010) e MALKIN e GUO (2008)).

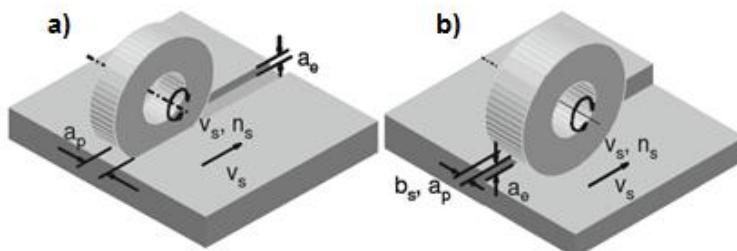


Figura 2.5 – Grandezas físicas do processo de retificação plana: a) profundidade de corte é igual à largura total do rebolo; b) a profundidade de corte é apenas parte da largura do rebolo (KLOCKE, 2009). Onde n_s representa a rotação do rebolo em rpm.

- Espessura do cavaco não deformado (h_{cu}): é um parâmetro que apresenta certa dificuldade de uso na prática, pois utiliza a medida da distância entre duas pontas de grãos sucessivos, comumente denominado de L_s , uma vez que é muito difícil determinar este valor de forma precisa, em razão da distribuição aleatória dos grãos no rebolo, e também porque os grãos estão em diferentes alturas no perímetro do

rebolo. Este valor pode variar de zero a $h_{CU(MAX)}$, das várias equações publicadas por vários autores, a mais aceita é apresentada por MARINESCU *et al.* (2004), obtida pela Eq. (2.4):

$$h_{cu,max} = 2.s \sqrt{\frac{a_e}{d_s}} [\text{mm}] \quad (2.4)$$

Onde: s é o avanço da mesa por aresta de cada grão.

Estes elementos podem ser observados nas Figs. 2.6 (a) e 2.6 (b). Na Figura 2.6(b) é mostrado como a espessura do cavaco não deformado aumenta linearmente ao longo do seu comprimento.

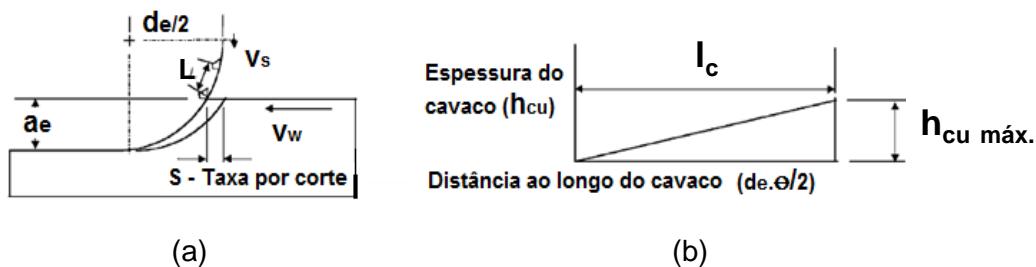


Figura 2.6 – Grandezas físicas s em (a) e h_{cu} em (b) no processo de retificação plana (adaptado de MARINESCU *et al.*, 2004)

- Espessura de corte equivalente (h_{eq}): é uma grandeza específica de processos de retificação e representa fisicamente a espessura de material que os grãos removem. Esta grandeza é influenciada diretamente por outras grandezas do processo de retificação tais como, força de corte da máquina, rugosidade da peça, topografia da ferramenta abrasiva entre outras. É obtida pela Eq. (2.5):

$$h_{eq} = a_e \frac{V_w}{V_s} [\text{mm}] \quad (2.5)$$

- Relação G: é a razão entre volume usinado da peça (Z_w) pelo volume de material desgastado do rebolo (Z_s), esta relação é dada pela Eq. (2.6). Na prática indica a agressividade ou não do rebolo. Ela é dependente das condições tribológicas das interações (peça – rebolo – meio) e está diretamente relacionada com a velocidade de corte. Como consequência do aumento da velocidade de retificação tem-se

temperaturas maiores na região de contato entre o rebolo e a peça. Em função dessas temperaturas mais elevadas, verifica-se um aumento da área termicamente afetada na peça.

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (2.6)$$

A partir da Eq. (2.6) verifica-se que se o valor da relação G é pequeno, o desgaste do rebolo é grande, indicando a ocorrência de auto afiação com renovação automática dos grãos abrasivos. Todavia, se o desgaste for pequeno, a relação G é alta, não havendo troca dos grãos gastos, fator que provoca perda da agressividade do rebolo.

Malkin e Guo (2008) afirmam que ao empregar um rebolo convencional, por exemplo, óxido de alumínio, uma relação G elevada pode provocar maiores esforços, conduzindo a uma geração excessiva de energia térmica na região de corte. Todavia, a aplicação eficiente de fluido de corte pode amenizar os esforços e as temperaturas envolvidas no corte, possibilitando a ampliação da relação G.

Bianchi (1996) estudou a influência da velocidade da peça no desgaste do rebolo e verificou que a aplicação de maiores velocidades da peça, mantendo-se a velocidade de avanço e a rotação do rebolo constante, possibilita menor penetração da ferramenta por volta da peça, provocando grandes impactos entre os grãos e a peça e consequentemente a formação de cavacos curtos.

2.5 Energia específica na retificação

A energia específica de retificação é definida como a energia requerida na remoção da unidade de material dentro do processo de retificação, neste processo a força normal é bem maior que a força tangencial então a expressão para o cálculo desta energia por unidade de volume de material (u) é dada pela Eq. (2.7):

$$u = \frac{P}{Q_w} = \frac{F_t \cdot v_s}{v_w \cdot a_e \cdot b} [\text{J/mm}^3] \quad (2.7)$$

Onde Q_w é a taxa de volume de material removido, F_t é a componente tangencial da força exercida pelo rebolo sobre a peça, b é largura de retificação e a_e é penetração de trabalho.

Outra grandeza muito empregada na retificação é a taxa específica de material ou volume removido (Q') dado pela razão entre a taxa de material removido e largura de retificação cuja unidade é dada por [$\text{mm}^3/\text{s}/\text{mm}$].

A energia específica de corte no processo de retificação é maior que aquela observada nos processos de usinagem com ferramenta com geometria definida. Esta grandeza é talvez uma das mais importantes para se determinar a eficiência de um processo de retificação sob o aspecto de integridade superficial das peças retificadas. Juntamente com outras grandezas, como por exemplo, a potência específica de retificação (P'') é um indicativo das condições de queima ou não de uma peça à retificação (Figura 2.7).

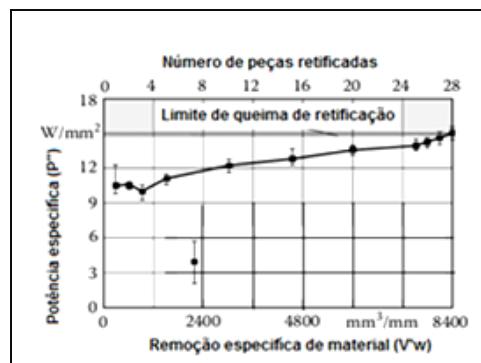


Figura 2.7 – Potência específica vs. remoção de material específica durante a retificação de anel sincronizado (aço endurecido 25MoCr4, 61HRc) com rebolo de CBN vitrificado do tipo copo côncico na presença de fluido à base de ésteres (adaptado de ROWE, 2009).

Na prática, a energia específica de corte pode ser utilizada para a estimativa da temperatura na superfície ou da potência de corte. Sob um ponto de vista teórico, o entendimento da origem da energia específica de corte pode fornecer subsídios para a descrição dos mecanismos do processo (MALKIN e JOSEPH, 1975). Estes mesmos autores relataram que a energia total de retificação se divide em três partes: energia para formação do cavaco que corresponde à maior parcela, a energia para deformação do material e a energia empregada no atrito e riscamento proveniente do contato entre áreas dos abrasivos e da peça durante a retificação (Figura 2.8).

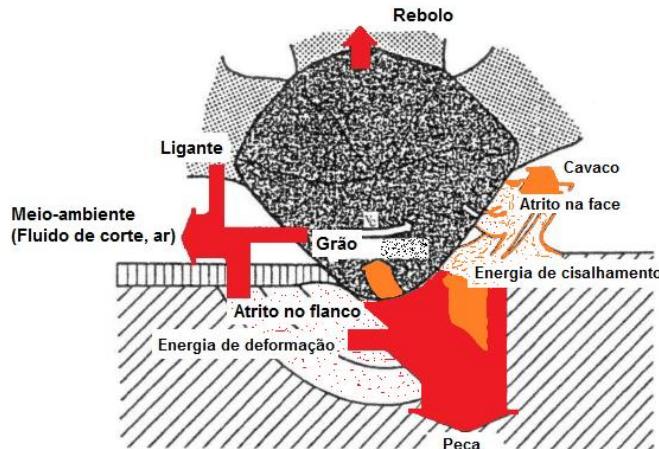


Figura 2.8 – Representação esquemática da dissipação de energia na região de corte para operação de retificação (KÖNIG, 1980 *apud* MARINESCU *et al.*, 2007).

À medida que a espessura do cavaco aumenta com a taxa de remoção de material, ambas as energias envolvidas nas fases de deformação e de riscamento diminuem por volume de material removido, enquanto que a parcela de energia para a formação do cavaco permanece constante. Portanto, somente quando a energia específica mínima é atingida é que de fato toda a energia será empregada na formação do cavaco. Marinescu *et al.* (2004) avaliaram a relação entre a energia específica, a espessura de corte equivalente e taxa de remoção de material (TRM) durante a retificação cilíndrica de aço fundido (dureza de 61 HRc) com rebolo de óxido de alumínio (A465K5V30W) com $V_S = 30 \text{ m/s}$, e na presença de fluido (emulsão sintética) na concentração de 6 %. Eles observaram também que a energia específica diminuiu com o aumento da espessura de corte equivalente e que a maior energia foi obtida após a usinagem com a menor velocidade do avanço do rebolo (Figura 2.9).

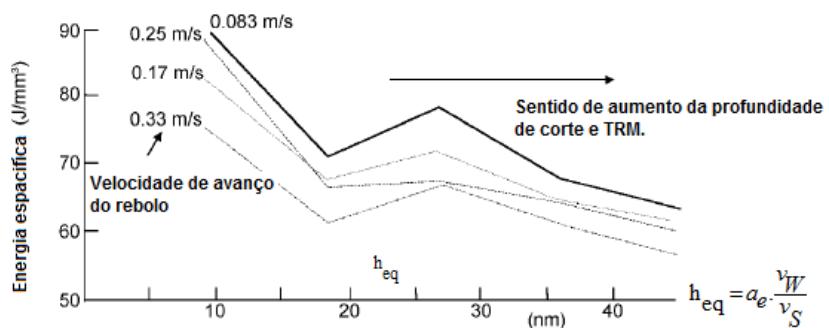


Figura 2.9 – Relação entre energia específica de retificação e espessura de corte equivalente em aço fundido (Adaptada de MARINESCU *et al.*, 2004).

Shaw (1996) observou, durante os ensaios de retificação, que a velocidade do rebolo exerceu pouca influência na energia específica, ao contrário da espessura de cavaco não deformado que influenciou muito. Além disso, à medida que a energia específica diminuía, a espessura não deformada do cavaco aumentava consideravelmente e para demonstrar esta relação utilizou a Eq. (2.8), onde a energia específica varia exponencialmente com a espessura de cavaco não deformado (h_{cu}):

$$U \approx \frac{1}{h_{cu}^n} \quad (2.8)$$

Onde n assume valor em torno de 0,3 para condições de semi-acabamento, onde são formados pequenos cavacos e 1,0 para situações de acabamento na retificação.

Agarwal e Rao (2008) realizaram um estudo do cálculo da energia específica de retificação de carbeto SiC (dureza de 25 GPa) em diferentes condições de corte. Eles empregaram um rebolo de diamante com tamanho do grão igual a 121 μm e os seguintes parâmetros: velocidade de corte igual a 37 m/s, velocidade da peça de 5 m/min e cinco penetrações de trabalho (5, 15, 25, 35 e 45 μm) e observaram que a energia específica diminuía conforme a espessura não deformada do cavaco aumentava como mostra o gráfico da Fig. 2.10.

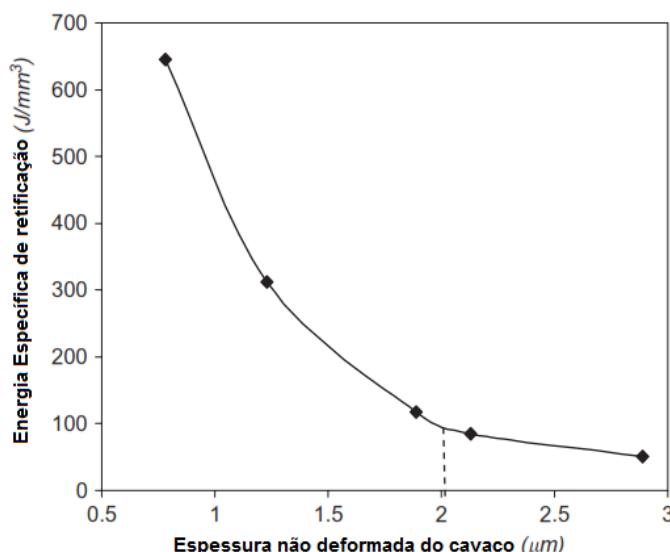


Figura 2.10 – Efeito da máxima espessura do cavaco sobre a energia específica de retificação (AGARWAL e RAO, 2008).

Além da energia específica é importante comentar sobre a força de corte na retificação, embora não seja o foco deste trabalho. Durante o processo de retificação, os

grãos abrasivos penetram no material da peça, com velocidade e trajetória definidas, de modo que a direção e sentido das forças que atuam sobre cada grão sejam conhecidos.

As componentes da força de corte, uma tangencial à direção de corte, denotada por (F_{ts}) e outra normal à direção de corte, denotada por (F_{ns}) na retificação podem ser observadas na Fig. 2.3 (Adaptada, MARINESCU *et al.*, 2007).

O conhecimento e controle da força de corte na retificação são de extrema importância para a determinação da potência motriz do rebolo e o dimensionamento estrutural da máquina, em geral a força tangencial está entre 25 a 40% da força normal (MACHADO *et al.*, 2011).

A análise das forças que atuam momentaneamente sobre cada aresta e o comportamento do processo permite interpretar o resultado do trabalho, em termos de qualidade da peça retificada e do desgaste do rebolo, por exemplo, (SOUZA, 2012).

Enquanto a componente tangencial da força fornece informações sobre a potência consumida e a energia necessária para remover uma determinada quantidade de material, a componente normal da força é um indicativo da qualidade da superfície retificada, questão dimensional e geométrica da peça.

A qualidade e as dimensões da peça retificada também são influenciadas pela aplicação do fluido de corte, no tópico seguinte apresentaremos as classes e formas de aplicação dos fluidos de corte.

2.6 Fluidos de Corte na Retificação

No mercado há uma grande variedade de fluidos de corte, que basicamente estão divididos em quatro classes: óleos integrais, óleos emulsionáveis, óleos semissintéticos e sintéticos.

Além dos líquidos, são empregados em usinagem gases como argônio e dióxido de carbono e pastas e lubrificantes sólidos (ex. grafite e bissulfeto de molibdênio) (BIANCHI *et al.*, 2004). Na Figura 2.11 está apresentada a classificação dos fluidos de corte mais comuns utilizados em usinagem. Algumas características importantes e que devem ser citadas para os fluidos de corte como:

- Ponto de fulgor;
- Viscosidade;
- Potencial hidrogeniônico;
- Calor específico;
- Condutividade térmica;

- Absorção de calor;
- Umectação (é o poder que um líquido tem de molhar um sólido, podendo fluir sobre o mesmo, deixando uma película);
- Dureza da água (dureza de uma água é a soma das concentrações de cálcio e magnésio, expressas em termos de carbonato de cálcio, em miligramas por litro).

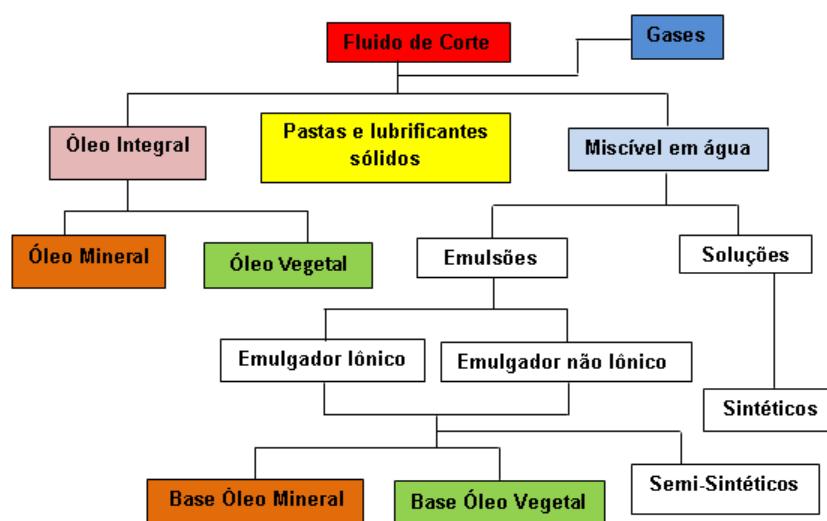


Figura 2.11 – Tipos e classificação dos fluidos de corte (Adaptado de BIANCHI *et al.*, 2004 e Machado *et al.*, 2009).

A operação de retificação com rebolos convencionais é realizada na presença de fluido de corte aplicado em abundância ou também conhecida como convencional para que ocorra o arrefecimento da zona de corte. Devido ao fato destes rebolos serem pobres condutores de calor e às sessões pequenas dos cavacos formados durante a retificação, o calor gerado será direcionado para a peça e meio, que é o fluido de corte. Portanto é o fluido de corte que terá o papel de refrigerar as superfícies em contato, evitando danos causados por excesso de calor, sendo ainda o responsável por promover condições tribológicas mais adequadas na área de contato entre a peça e o rebolo.

O calor excessivo gerado durante o processo de retificação é prejudicial aos elementos do sistema máquina-rebolo-peça-rebolo, mas ainda é mais agravante para a peça devido às alterações microestruturais que pode causar. Como comentado, os principais danos de origem térmica são a “queima” da peça, transformações de fase, tensões residuais de tração e trincas. E falhas desta natureza implicam no comprometimento da funcionalidade desejada da peça para projeto, por exemplo, reduzindo o limite de resistência à fadiga da peça (DAMASCENO, 2010).

Em relação ao rebolo, o calor excessivo eleva a taxa de desgaste e degradação dos grãos ou mesmo do ligante, e assim comprometendo o processo de retificação como um todo (LIAO *et al.*, 2000). Da literatura sabe-se que as altas temperaturas desenvolvidas durante a retificação na zona de corte podem levar a um desgaste prematuro da ferramenta de corte e a danos na peça. Portanto, é imprescindível empregar fluidos de corte em retificação como também é importante se atentar para a sua seleção correta e a técnica que ele será direcionado à região de retificação. Os fluidos de corte em retificação contribuem para a manutenção da temperatura adequada da peça, prolongam a vida do rebolo e reduzem os desvios dimensionais e geométricos da peça e auxiliam na minimização ou prevenção de danos à superfície e subsuperfície da peça (Sousa, 2012).

Cada fluido de corte possui propriedades e funções específicas, como também vantagens e desvantagens que variam conforme a combinação do par abrasivo-peça. O tipo de retificação, máquina-ferramenta, largura do rebolo e geometria da peça a ser usinada também são levados em consideração para a escolha de um fluido de corte. Por meio da distinção destas características é possível classificá-los em três principais grupos de fluidos de corte: óleos de corte (integral ou aditivado); fluidos solúveis em água ou emulsionáveis; gases e lubrificantes sólidos (Figura 2.11).

Conforme ilustrado na Fig. 2.11, os fluidos solúveis em água são mais recomendados para processos de retificação empregados em altas velocidades de corte. Uma vez que promovem melhor refrigeração dos componentes; susceptíveis a distorções térmicas (DAMASCENO, 2010). Estes fluidos solúveis são compostos de água e óleos, ou sais orgânicos e inorgânicos, que variam entre emulsões e soluções dependendo da constituição básica do fluido de corte solúvel concentrado, da presença e da quantidade de emulgadores no concentrado (EL BARADIE, 1996). Dependendo da taxa de diluição e da constituição do concentrado do fluido solúvel, este fluido proporciona uma refrigeração eficiente combinada com um moderado poder lubrificante. Isto se explica, porque os valores de calores específicos das emulsões ou soluções são tipicamente de duas a três vezes maiores em comparação ao do óleo puro e as suas condutividades térmicas cerca de quatro vezes aos dos óleos puros (MALKIN e GUO, 2007). Por exemplo, calor específico do óleo mineral 1,9 [J/g.K] e da água 4,2 [J/g.K] (KLOCKE, 2009). Ao passo que, os óleos emulsionáveis podem ser sintéticos ou semissintéticos.

Mas alguns fluidos de base vegetal têm sido empregados nos processos de retificação e com resultados encorajadores. Um destes trabalhos foi conduzido por De Oliveira e Alves (2006) quem testaram vários tipos de fluidos de corte (mineral, semissintético e um terceiro de origem vegetal, o óleo de mamona sulfonado, adequadamente preparado) no processo de retificação plana de aço SAE 8640 (52 HRc) com de CBN vitrificado em elevadas

velocidades de corte. Eles observaram um melhor desempenho do óleo de mamona em termos de desgaste do rebolo e acabamento da peça em relação aos outros fluidos. Estes autores chamaram a atenção para o fato de que um fluido ser considerado ambientalmente correto ele dever possuir características de biodegradabilidade, ser não tóxico e fisiologicamente seguro. Além disso, é necessário garantir a adequação deles aos requisitos de segurança do operador e de proteção ao meio ambiente e isso tem motivado muitos pesquisadores a testar novas combinações de tipos de rebolos e fluidos de corte preferencialmente ecologicamente corretos, como é o caso desta pesquisa de doutorado.

Além da seleção correta do tipo de fluido para determinada aplicação, a eficiência da lubri-refrigeração no processo de retificação depende ainda da forma e da vazão com que ele é aplicado. O fluido de corte pode facilitar a remoção de material atuando em dois fatores: manutenção da afiação do rebolo, através da diminuição do desgaste do topo do grão e limpeza na região de corte, diminuição do atrito entre grão e a região de contato, com isto diminui o calor gerado, maior dissipação de energia que é gerada em menor quantidade, pelo favorecimento do corte (BIANCHI, 2004).

Existem na literatura vários trabalhos publicados visando aumentar a eficiência do processo de retificação sob os pontos de vista tecnológico, econômico e ecológico. Pode se citar Setti *et al.* (2015) que utilizaram rebolo de carbeto de silício, granulometria *mesh* 60, para retificar liga Ti-6Al-4V com a técnica MQL com presença de nano partículas de alumina (Al_2O_3) e óxido de cobre (CuO) dispersos no fluido de corte e em diferentes vazões, no trabalho de Fergani *et al.* (2014) após a retificação do aço AISI 52100 (64 HRc) com rebolo de óxido de alumínio observaram que o estresse mecânico beneficia a geração de tensão residual de compressão e no trabalho de Emami *et al.* (2013) que retificaram material cerâmico com a técnica convencional e MQL empregando rebolo de CBN em uma retificadora cilíndrica, observaram que a técnica MQL gerou melhor lubrificação em comparação a técnica convencional em consequência menor força de corte. A Figura 2.12 ilustra esquematicamente alguns das principais formas de aplicação de fluidos de corte no processo de retificação. O principal desafio é vencer a barreira aerodinâmica formada sobre a superfície do rebolo, que afasta o fluxo do fluido de corte na zona de contato. E neste sentido é preciso garantir que a velocidade do jato de fluido de corte seja no mínimo igual à velocidade de corte.

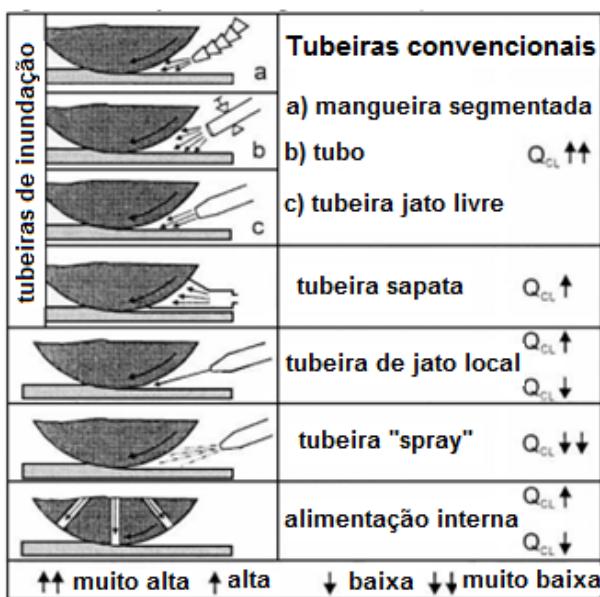


Figura 2.12 – Formas de aplicação de fluido de corte na retificação (BRINKSMEIER *et al.*, 1999 apud SOUSA (2012)).

Mesmo com várias vantagens da utilização de fluidos de corte na retificação, é importante ressaltar que eles são substâncias em geral perigosas e nocivas à saúde do operador, como também ao meio ambiente. Por este motivo são várias as pesquisas desenvolvidas visando reduzir o consumo de fluidos em operações de usinagem, procurando como alternativas de outros tipos de lubrificantes sólidos ou gasosos ou mesmo o uso de óleos a base vegetal, ou ainda a eliminação dos mesmos. Isso se deve ao fato dos efeitos negativos tais como os riscos oferecidos aos usuários expostos ao contato direto com estes fluidos de corte, como manuseio e inalação dos fumos, o impacto do descarte dos fluidos ao meio ambiente, como também o custo com manutenção e descarte (DAMASCENO, 2010).

Neste sentido, com o uso em larga escala de fluido de corte, a pesquisa e desenvolvimento de novas técnicas de lubri-refrigeração se fazem necessárias, visando, porém, respeitar as leis ambientais, preservar a saúde do operador e reduzir custos de produção, através da minimização dos resíduos tóxicos provenientes da aplicação de fluido de corte nos processos. Para exemplificar a importância da parcela que um fluido de corte pode ocupar dentro dos custos de fabricação, são mostrados os custos percentuais que os fluidos de corte representam para indústria automotiva na Fig. 2.13.

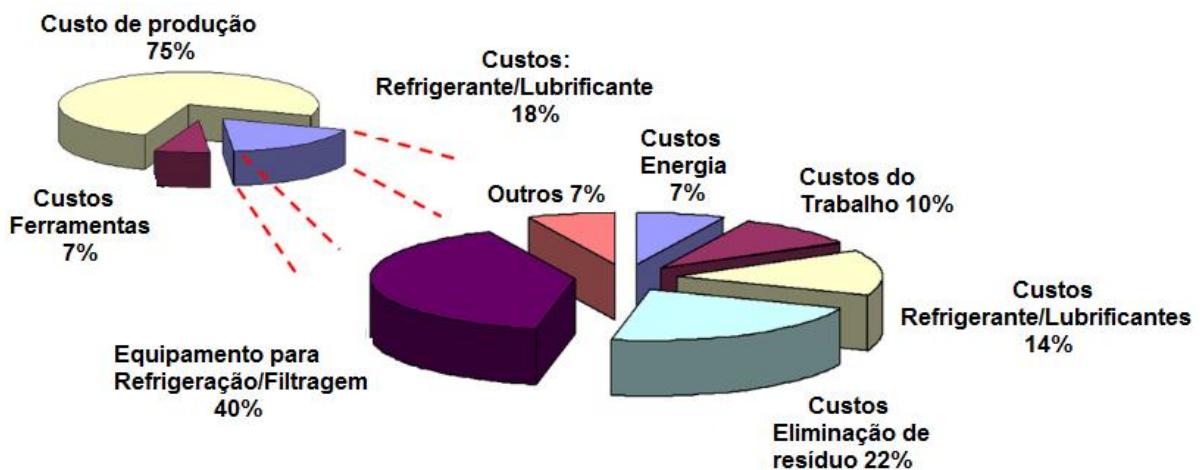


Figura 2.13 – Distribuição dos custos da refrigeração/lubrificação nas operações de usinagens na indústria automotiva (Adaptada de SANCHEZ *et al.*, 2010).

Visando adequar às normas vigentes para utilização de fluidos sem perder de vista o fator custo, torna-se importante buscar soluções que mantenham os mesmos parâmetros de qualidade e acabamento, em relação àqueles apresentados nos processos com uso de fluido de corte abundantes e que proporcionem os mesmos efeitos tecnológicos, como refrigeração, lubrificação, limpeza dos cavacos da zona de corte, entre outros. Em suma, é preciso praticar o uso racional dos mesmos, levando em conta os fatores econômicos, questões ecológicas e preservação da saúde do ser humano (DINIZ *et al.*, 2003).

Neste contexto, uma alternativa em processos de retificação tem sido testar a viabilidade de emprego da técnica de mínima quantidade de fluido de corte (MQL), cujo tópico será discutido a seguir.

2.7 Técnica MQL na Retificação

Uma das técnicas propostas para reduzir o volume de fluido de corte na retificação e sem perda da qualidade da peça e sem comprometimento do processo é Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) ou também conhecida por Mínima Quantidade de Fluido (MQF) ou *NEAR DRY MACHINING* (NDM). Esta técnica baseia-se em uma mistura de jato de ar aplicado a uma pressão que varia 0,1 a 0,6 Mpa com vazão de óleo que varia de 10 mL/h a 200 mL/h (Machado *et al.* 2009); contudo há trabalhos que estendem esta faixa até 500 mL/h (HANDBOOK, 2013).

No processo de retificação plana tangencial o bocal para entrega do fluido de corte via técnica MQL pode ser posicionado de várias maneiras, na tentativa de melhorar a lubrificação e a refrigeração na zona de contato entre o rebolo e a peça (Figura 2.14).

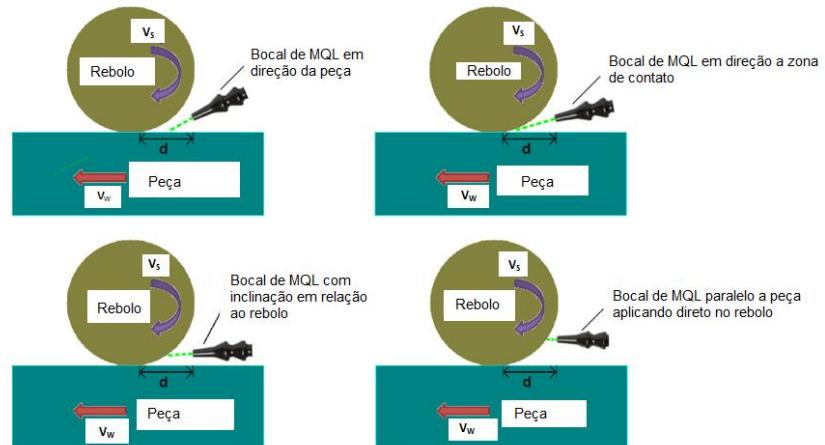


Figura 2.14 – Possíveis posicionamentos do bocal de MQL na operação de retificação, (Adaptado de TAWAKOLI *et al.*, 2010).

Por não ser o foco deste trabalho, variar o tipo e a forma do bocal, que normalmente são padronizados para cada tipo de máquina, os aspectos construtivos não serão abordados neste trabalho. Será dada ênfase apenas nos bocais utilizados na técnica MQL.

Segundo Tawakoli *et al.* (2010), o posicionamento angular do bocal de MQL em relação ao rebolo proporciona um jato com nevoa de óleo acima da área reservada ao fluxo. Consequentemente, neste caso, o rebolo deve ajudar a direcionar a nevoa de óleo para a zona de retificação, com o jato de spray rompendo a camada de ar criada em volta do rebolo em movimento. Além disso, os autores observaram que para o posicionamento do bocal de MQL em direção ao rebolo, a névoa de óleo não aderiu à superfície do rebolo, fluindo em torno da periferia do rebolo devido à barreira de ar criada pela movimentação do rebolo.

O posicionamento do bocal interfere na entrega do fluido de corte na região de contato peça/rebolo e isto contribui para a melhora da qualidade superficial das peças retificadas, como relata o trabalho de Ebbrell *et al.*, (2000), conforme mostrado na Fig. 2.15.

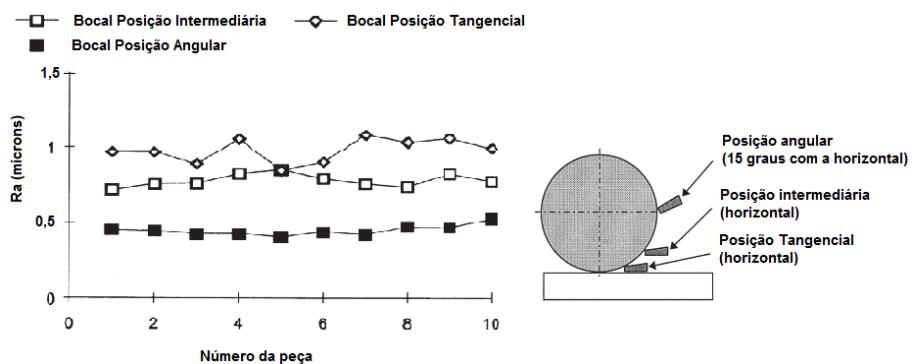


Figura 2.15 – Posição do bocal durante a retificação de aço endurecido usando rebolo de Al_2O_3 (Adaptada de EBBRELL *et al.*, 2000).

Segundo Emami *et al.* (2013) a mudança no posicionamento (aproximação ou afastamento) do bocal em relação ao rebolo, afeta a eficiência da lubrificação na região de corte, devido a alteração na velocidade do fluxo de ar que transporta as gotículas de óleo. Em menores distâncias a velocidade do ar é maior que a velocidade das gotículas e à medida que a distância aumenta a diferença entre as velocidades vai diminuindo até o momento qual a velocidade das gotículas supera a velocidade do fluxo de ar, pela atuação da força de arraste imposta pelo ar, que vai acelerando as gotículas até certa posição, enquanto a velocidade do ar decai exponencialmente conforme ilustrado no gráfico da Fig. 2.16.

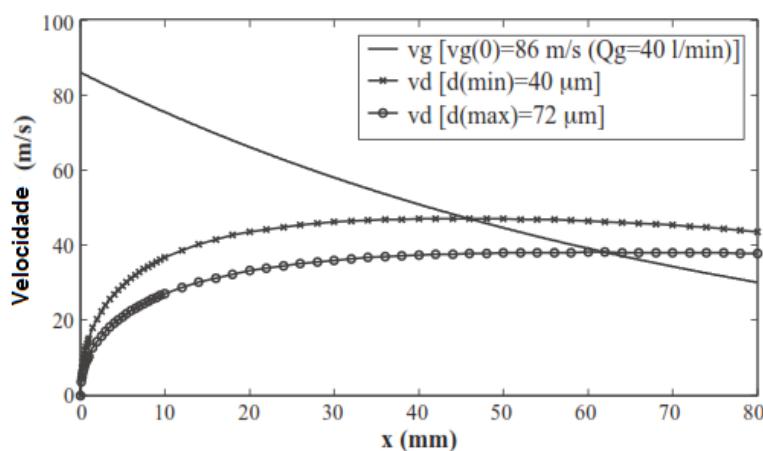


Figura 2.16 – Velocidade do ar e das gotículas de óleo atomizadas em função da distância do bocal ao rebolo. Onde a velocidade do ar na posição zero é 86 m/s ($v_g(0) = 86 \text{ m/s}$); (Q_g) é vazão do ar; v_d é a velocidade das gotículas e d é o diâmetro das gotículas (Adaptada de EMAMI *et al.*, 2013).

DAMASCENO (2010) e OIKAWA *et al.*, (2011) apresentaram várias vantagens da técnica MQL em relação técnica convencional na aplicação do fluido corte no processo de retificação e algumas delas são citadas a seguir:

- 1) Redução da potência de retificação e energia específica, melhoria da qualidade superficial e menor taxa de desgaste do rebolo. As superfícies retificadas apresentaram melhor textura após a usinagem com óleo contendo éster aplicado via técnica MQL, o que foi atribuído à função lubrificante proporcionada pelo óleo;
- 2) A névoa e o vapor gerados via técnica MQL, que são nocivos à saúde do trabalhador, podem ser reduzidos com o emprego de exaustores e por meio de ajuste da mistura, que eles consideraram relativamente de fácil controle;
- 3) Menores custos com limpeza da peça final e ambiente de usinagem mais limpo;
- 4) Melhor visualização do processo, dado que o local da usinagem não é inundado pelo fluido de corte como ocorre na usinagem com na técnica convencional.

Para EMAMI *et al.* (2013) a técnica MQL não só reduz o consumo de fluido de corte na usinagem como também melhora a lubrificação. Mas como toda técnica de aplicação de fluido, a técnica MQL apresenta alguns inconvenientes tais como a baixa capacidade de refrigeração do calor introduzido na peça durante o processo de retificação, que é superior quando comparado a outros processos de usinagem usando ferramenta com geometria definida, por exemplo, o fresamento. Ressalta-se que geometria do grão abrasivo geralmente apresenta ângulo de cisalhamento negativo, requerendo maior força de atrito na interação (KLOCKE *et al.*, 2000).

Tawakoli *et al.* (2003) afirmaram na época que a técnica MQL seria um dos métodos de lubri-refrigeração que iriam revolucionar os processos de usinagem devido aos benefícios que eles proporcionam para as indústrias. Dentre eles são o aumento da competitividade no mercado pela redução dos custos com aquisição e manutenção com os fluidos de corte, menos risco de contaminação do meio ambiente e de agressão à saúde do operador.

Em uma reportagem veiculada por Volkswagen do Brasil (2013), após 10 anos após a publicação de Tawakoli *et al.* (2003), cuja montadora com sede em São Carlos (SP), informada que a empresa estava implantando a técnica MQL em toda a linha de usinagem de componentes de seu novo motor de três cilindros (que no ano seguinte iria ser montado nos automóveis, por exemplo o modelo Fox). Dentre outras vantagens, a montadora destacou o aspecto econômico da mudança, pois a linha iria consumir apenas 0,1 L/h (100 mL/h) por máquina, consumo esse dez mil vezes inferior aquele usado anteriormente pelo método de aplicação de fluido de corte convencional utilizado pela empresa.

Outro exemplo de migração com sucesso para a técnica MQL em usinagem refere-se à planta industrial automobilística de Colônia, na Alemanha. O consumo de água por motor produzido foi reduzido em 50 % de 2011 para 2012 (Usinagem Brasil, 2013).

Para Heiselet *et al.* (1998) um dos grandes benefícios da técnica MQL foi o fato de impedir o surgimento de gradientes térmicos na peça. No caso de fluidos convencionais, o fluxo calor da superfície é retirado numa velocidade muito maior que em regiões mais próximas do centro, pelo fato da região superficial ser inundada pelo fluido. Estes gradientes são responsáveis por ocasionar modificações microestruturais heterogêneas, resultando na formação de tensões internas que irão degradar as propriedades mecânicas do material. Para os autores, o emprego da técnica MQL foi uma opção eficiente para este problema, pois, combinou a utilização de ar comprimido, responsável pela refrigeração, misturado a uma pequena quantidade de óleo, que lubrifica a interface de contato peça-ferramenta (DAMASCENO, 2010).

Entretanto, DAMASCENO (2010) investigou a influência da profundidade de corte e de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana de aço ABNT 4340, dentre eles a técnica MQL, e observou que a usinagem com a técnica MQL resultou em menor desgaste diametral do rebolo e gerou menores forças tangenciais, mas não proporcionou um bom acabamento em relação à técnica convencional.

Como toda técnica de aplicação de fluido de corte, a MQL apresenta também alguns pontos negativos, com destaque para o calor introduzido na peça no processo de retificação, que pode ser superior em relação às operações de usinagem usando ferramenta com geometria definida, tais como: torneamento, furação e fresamento, uma vez que a geometria do grão abrasivo geralmente apresenta ângulo de cisalhamento negativo, requerendo maior força de atrito na interação (KLOCKE *et al.*, 2000). Mas isso dependerá do tipo de material a ser usinado, do rebolo e parâmetros de corte empregados.

Outro ponto negativo desta técnica que foi relatado por Heisel *et al.*, (1998) é a formação de névoa que é gerada pelo sistema de aplicação a qual se espalha por todo ambiente. Por esta razão são recomendados utilizar de óleos com viscosidade maior e com aditivos anti-névoa, capazes de reduzir a quantidade de partículas oleosas suspensas no ambiente de usinagem. Além disso, os óleos utilizados devem ser ‘ambientalmente corretos’, ou seja, isentos de solventes e de compostos que contenham flúor, mas que apresentem elevada capacidade de remoção de calor. Neste sentido, destacam-se os fluidos de origem vegetal por atenderem tais requisitos e por isso eles têm sido cada vez mais empregados (DAMASCENO, 2010).

Na literatura há trabalho que apontado mais vantagens que desvantagens na utilização da técnica MQL, mas como a eficiência de um processo de retificação irá

depender de vários parâmetros de entrada que foram comentados anteriormente, é importante investigar cada caso e sempre observando quais são os parâmetros de saída a serem analisados.

Um exemplo foi o trabalho conduzido por Mao *et al.*, (2012) um dos parâmetros de saída investigado foi a rugosidade, usando a técnica da mínima quantidade de lubrificante com emulsão (óleo-água) na retificação do aço para rolamento AISI 52100 (65 HRC), com diferentes sistemas lubri-refrigerantes utilizando rebolo de óxido de alumínio WA100. Os autores observaram que a temperatura de retificação e a espessura da camada afetada pelo calor na peça foram reduzidas após a usinagem com a técnica MQL com aplicação de emulsão + ar, em comparação com a técnica de MQL com aplicação da mistura de óleo integral com ar. Em contrapartida, a técnica MQL aplicando óleo integral proporcionou menores valores de forças de corte e menor valor rugosidade, o que os autores atribuíram à presença de uma lubrificação mais eficiente na interface peça – cavaco – rebolo. Os resultados destes pesquisadores evidenciam que ainda são muitas combinações possíveis do uso da técnica MQL que devem ser exploradas.

Para a retificação com a técnica MQL, há necessidade de aprimoramento da técnica com relação à vazão correta para cada tipo de combinação rebolo-peça e também com relação à limpeza dos cavacos na zona de corte, em que a mistura de óleo com cavacos da origem a uma pasta (borra) que adere à superfície de corte e entope os poros do rebolo, como ilustra a Fig. 2.17 (a e b). A foto foi obtida por uma câmera acoplada ao esteromicroscópio do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU). Essa borra acaba influenciando nos resultados da usinagem.

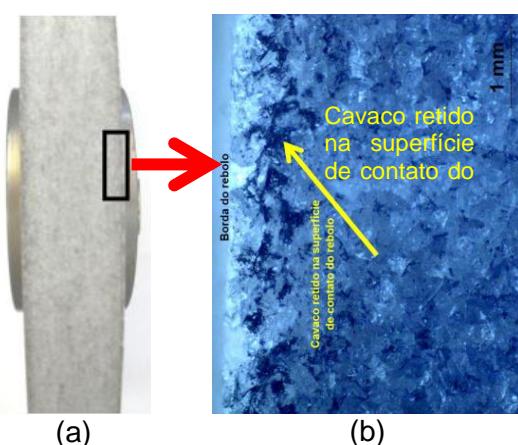


Figura 2.17 – Superfície do rebolo de Al_2O_3 após retificar o aço N2711M com a técnica MQL (60 mL/h) após seis passes de 20 μm : a) vista geral do rebolo; (b) detalhe da região selecionada no rebolo com evidência de cavacos retidos perto da borda.

Uma maneira de remover a “borra” formada na superfície do rebolo é através da limpeza dos poros pela operação de dressagem, que será comentada no tópico a seguir.

2.8 Operação de dressagem do Rebolo

A operação de dressagem promove a recuperação da superfície do rebolo, visando sua remodelação quando o mesmo perde sua forma original pelo desgaste. A operação conjunta de perfilamento e afiação do rebolo convencional podem ser realizadas em uma única operação (MARINESCU *et al.*, 2007). As condições de dressagem exercem forte influência no desempenho da operação de retificação. As forças de retificação podem variar cerca de 500% apenas variando-se as condições de dressagem em um mesmo tipo de operação.

A ferramenta utilizada para a recuperação do rebolo é o dressador e eles podem ser de diferentes tipos. Os mais comuns são os dressadores de ponta única. Eles são utilizados para perfilar e afiar rebolos em operações de precisão, tais como retificação plana, cilíndrica, *centerless* e interna. Pontas simples de diamante, quando usadas em rebolos duros, largos, de grande diâmetro, podem ficar com áreas achatadas, as quais cegam o rebolo nas operações subsequentes de dressagem. O diamante de ponta única necessita de um ângulo de ataque limpo para que o dressamento seja eficiente, se o diamante estiver perpendicular para dressar o rebolo, o diamante ficará rapidamente gasto. Se o ângulo do diamante for igual ao ângulo superficial da ponta do diamante, ocorrerá grande geração de calor.

A Figura 2.18 é a representação do ponto de contato entre o dressador de ponta única e o rebolo na operação de dressagem com as respectivas grandezas.

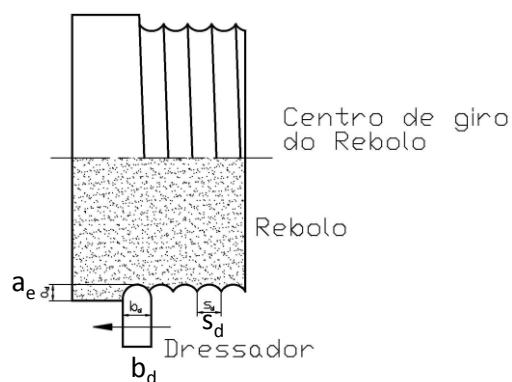


Figura 2.18 – Caracterização de um processo de dressagem (Adaptada, OLIVEIRA, 1988).

A largura de atuação do dressador (b_d) é calculada em função do raio da ponta do dressador (r_p) e da profundidade de dressamento (a_d), é dada pela Eq. (2.9).

$$b_d = \sqrt{8.r_p.a_d} \quad (2.9)$$

O grau de recobrimento (U_d) é um parâmetro criado por KÖNIG (1980), este parâmetro determina quantas vezes um ponto da superfície do rebolo é recoberto pela largura útil do dressador (b_d). Para a operação de dressagem é preciso selecionar previamente o grau de recobrimento do rebolo (U_d), que representa o número de vezes que um ponto da superfície do rebolo entrará em contato com a largura efetiva do dressador ou largura de atuação do dressador (b_d) durante um passe de dressagem (uma passada transversal do dressador pelo rebolo na retificação plana). Quanto maior for esse número, maior é o U_d e mais fina é a topografia resultante do rebolo (Graf (1988) apud ODEBRECHT (2003)). Normalmente U_d é selecionado com base no tipo de operação de retificação: $U_d = 2$ a 3 para condição de desbaste; $U_d = 3$ a 4 para retificação de semi-precisão (normal ou convencional), $U_d = 4$ a 6 para condição de acabamento e por último, $U_d = 6$ a 8 para acabamento fino. O grau de recobrimento é dado pela Eq. (2.10) (usada para dressador ponta única), onde S_d é o passe de dressagem. O parâmetro grau de recobrimento indica a agressividade do rebolo, sendo que quanto menor o seu valor, maior será a sua agressividade, fato que prejudica a qualidade superficial da peça retificada, mas favorece a remoção de material.

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (2.10)$$

De uma forma resumida, as funções da operação de dressagem são:

- Restaurar a capacidade de corte, que permite que os grãos novos e afiados aflorem na superfície, melhorando a agressividade da face de trabalho;
- Eliminar da superfície do rebolo os cavacos e resíduos de fluido de corte deixados pela usinagem anterior;
- Perfilar a face do rebolo para obtenção do acabamento desejado;
- Oferecer concentricidade entre a face de trabalho e o eixo de rotação.

Outro fator que é importante analisar é a integridade superficial das peças usinadas e identificar qual a influência desta técnica na integridade superficial das peças usinadas.

2.9 Integridade da Superfície e Subsuperfície da peça

Entende-se por integridade superficial o efeito de um conjunto de fatores como: rugosidade, transformações estruturais e tensões residuais sobre a superfície ou subsuperfície.

Em retificação os principais problemas que afetam a integridade superficial e subsuperficial estão relacionados com o fluxo de calor e o gradiente de temperatura gerados durante o processo de retificação. Sabe-se que durante a retificação, dependendo da temperatura alcançada no processo de corte, podem ocorrer alterações de dureza na peça e/ou do rebolo. Segundo Malkin e Guo, (2008) o calor gerado na retificação tem sua maior intensidade no contato peça – rebolo, apresentando um gradiente negativo de temperatura em direção ao centro da peça. Com isso, quanto maior a dificuldade de o fluido adentrar na região de corte, maior será o calor presente na superfície da peça, facilitando assim a formação de dilatações e deformação térmicas, que acarretam dentre outros problemas, os desvios de circularidade, os quais são proporcionais à vibração da máquina e aos parâmetros de corte utilizados.

Dentre outros, os principais fatores analisados para retificação são:

- Rugosidade;
- Transformações de fase;
- Deformação Térmica;
- Tensão Residual
- Trincas.

Ainda não há na literatura um modelo consolidado para o parâmetro de saída rugosidade no processo de retificação. A dificuldade em se prever o resultado para o parâmetro, deve-se ao fato dele ser influenciado por muitas variáveis do processo, como as propriedades do material da peça, material do rebolo, as condições de dressagem, os parâmetros de corte (principalmente da penetração de trabalho), a forma de aplicação e o tipo do fluido de corte utilizado, vibrações da máquina, e tantos outros (ALI E ZHANG, 1999). Contudo, para Marinescu *et al.* (2004) a rugosidade é fortemente dependente da velocidade de corte e também em menor grau da profundidade de corte. Fathallah *et al.* (2009) confirmaram esta mesma correlação após realizarem ensaios de retificação de aço ferramenta AISI D2 (62 HRc) com rebolo de CBN em diferentes condições de corte. Eles verificaram que os valores dos parâmetros de rugosidade Ra e Rt diminuíram com o aumento da velocidade de corte (Fig. 2.19).

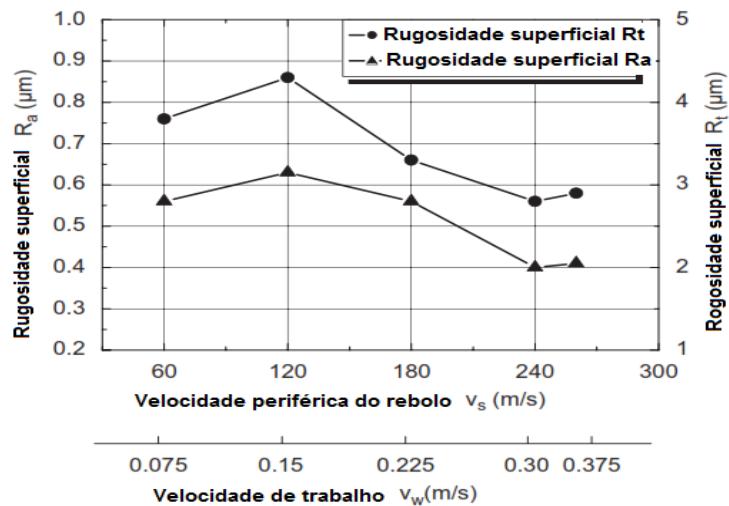


Figura 2.19 – Rugosidade em superfícies de aço ferramenta (62 HRc) após retificação com rebolo CBN 140N100P em função das velocidades de corte e da peça para profundidade de trabalho $a_e = 0,03 \text{ mm}$ na presença de fluido de corte integral (Adaptada, FATHALLAH *et al.*, 2009).

Segundo, Fathallah *et al.* (2009), parâmetros de rugosidade como Ra e Rt variam com a profundidade de corte. Na Figura 2.20 é possível observar como parâmetro Ra foi influenciado por esta variável após a retificação com dois tipos de rebolos (óxido de alumínio e Sol – gel alumina (SG)) e duas formas de lubri-refrigeração (emulsão a 20% com vazão de 7,2 L/min. (CC) e criogenia (CRI) com emprego de nitrogênio líquido a 0,3 MPa).

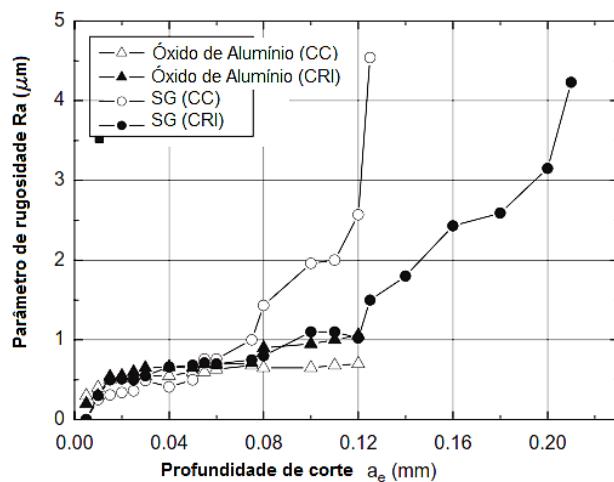


Figura 2.20 – Rugosidade da superfície em função da profundidade de corte, do tipo de abrasivo e técnica de lubri-refrigeração (Adaptada de FATHALLAH *et al.*, 2009).

Em outro trabalho, Tawakoli *et al.* (2009) investigaram a influência da forma de lubri-refrigeração no acabamento superficial do aço AISI 52100, dureza de 50 HRc, com rebolo

de óxido de alumínio em diferentes atmosferas de usinagem: com fluido de corte aplicado por duas diferentes técnicas (MQL com óleo vegetal biodegradável, fluido LB8000 da ACCU-LUBE a uma vazão de 66 mL/h e pressão de ar 0,4 MPa e com a técnica convencional, foi empregado fluido sintético à concentração de 5%) e a seco. Eles observaram que um melhor acabamento foi obtido após a usinagem com a técnica MQL que foi atribuído à maior capacidade do jato de fluido penetrar na região de contato entre rebolo e peça, proporcionando desta forma uma melhor lubrificação em relação à outra técnica e atmosfera de usinagem, cujos resultados estão apresentados no gráfico da Fig. 2.21.

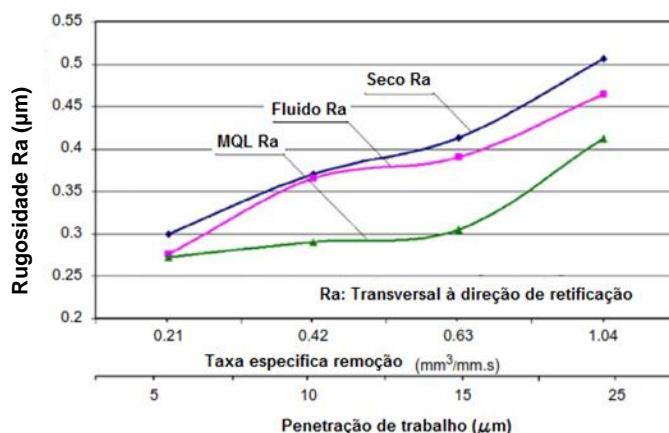


Figura 2.21 – Acabamento superficial em AISI 52100 após retificação com rebolo de óxido de alumínio em diferentes condições de corte (Adaptada, TAWAKOLI *et al.*, 2009).

Rabiei *et al.* (2015) investigaram a retificação de aço endurecido (DIN 100Cr6 - 58 HRc) e de aço rápido (HSS), com dureza de 62 HRc, com rebolo de óxido de alumínio sem e com lubri-refrigeração com $V_s = 30$ m/s, eles avaliaram o acabamento superficial. Eles empregaram a técnica MQL e convencional. Para técnica MQL o fluido aplicado foi um óleo mineral na vazão de 120 mL/h a 0,4 MPa, enquanto que para a técnica convencional foi utilizado um fluido sintético com concentração de 10%. Eles observaram que a técnica MQL proporcionou o melhor acabamento em relação às outras técnicas e atmosferas, independente da taxa de remoção específica de material e do material usinado (Figura 2.22). Segundo os autores, o aço endurecido e HSS testados nos experimentos tiveram a formação do cavaco influenciado pelos fatores: condição de atrito, afiação das arestas de corte e o mecanismo de fratura dos materiais, que tendeu a aumentar T_μ (profundidade crítica de corte) e diminuir h_{Cu} (espessura efetiva do cavaco) especialmente com o uso da técnica MQL. Estes efeitos conduziram para cavacos mais finos o que melhorou o acabamento após a usinagem com a técnica MQL. Os resultados de acabamento dos dois

aços obtidos pela técnica convencional foram intermediários para todas as condições testadas.

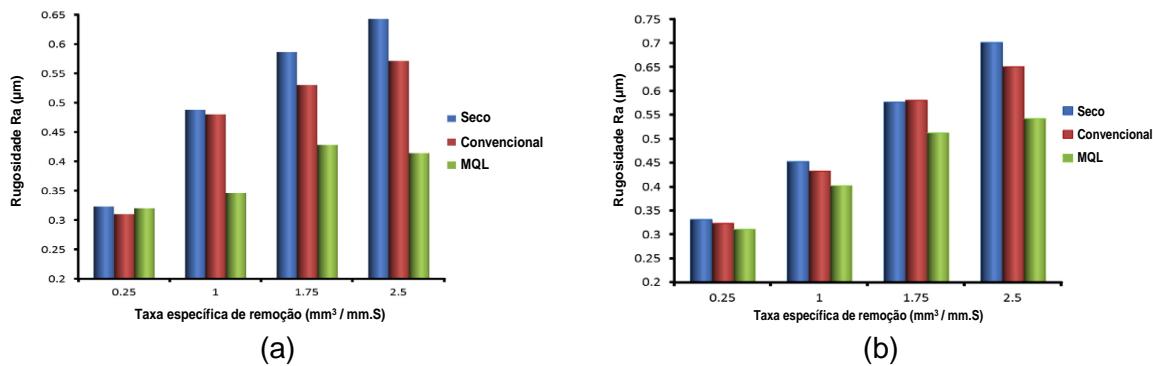


Figura 2.22 – Acabamento em função da taxa específica de remoção de material após a retificação com rebolo de óxido de alumínio em diferentes atmosferas de usinagem (Adaptada, RABIEI et al., 2015): a) aço DIN 100Cr6 e b) para o HSS.

A qualidade da superfície gerada no processo de retificação é capaz de indicar as características da peça e da operação, tais como mínimas tolerâncias, eficácia do método de lubrificação, condições da ferramenta, transmissão de calor e vibração da máquina. No entanto, vários microdefeitos podem ser constatados após uma análise minuciosa da superfície do material usinado. Segundo Hecker e Liang, (2003) os principais defeitos verificados são trincas ocasionadas por bruscas variações térmicas e crateras provocadas pelas fraturas dos grãos abrasivos.

Quanto à transformação de fase, por meio de uma análise da microestrutura do material da peça usinada é possível observar os danos térmicos ocorridos durante o processo de retificação, além de trincas e outros danos que podem comprometer, de forma significativa, a integridade superficial das peças retificadas. Queima de retífica é o termo popularmente empregado para descrever as trincas e tensões de retífica ou mesmo marcas escuras na superfície após a retificação. A causa principal desses defeitos tem origem térmica.

Na realidade, há diferentes tipos de danos térmicos, que podem ocorrer a diferentes faixas de temperatura e que por sua vez afetam a qualidade superficial da peça de diferentes formas.

Quando a queima superficial da peça se inicia, existe uma tendência do crescimento da adesão de partículas metálicas nos grãos abrasivos do rebolo, tendo como consequência o aumento da força de retificação. O aumento da força provoca uma queda na qualidade superficial da peça, e, consequentemente, um aumento da perda de grãos abrasivos friáveis do rebolo, aumentando desgaste do rebolo (KHENAIFES et al., 2005).

Atualmente as taxas de retificação utilizadas são limitadas pelas máximas temperaturas permitidas no processo de retificação, que dependerá do material a ser retificado, ou seja, da temperatura de revenimento do aço e não por limitação das máquinas. Quando estas temperaturas são atingidas, leva à perda da qualidade da peça, pelo aumento da tensão residual na superfície usinada, transformação de fase, tensão térmica devido ao aquecimento e resfriamento irregular da camada superficial da peça retificada (SILVA *et al.*, 2012).

A maior parte da energia despendida no processo de retificação transforma-se em calor. O fluxograma da Fig. 2.23 ilustra de forma esquemática a distribuição do fluxo de calor para cada setor quando utilizamos a técnica de MQL na retificação de uma peça.

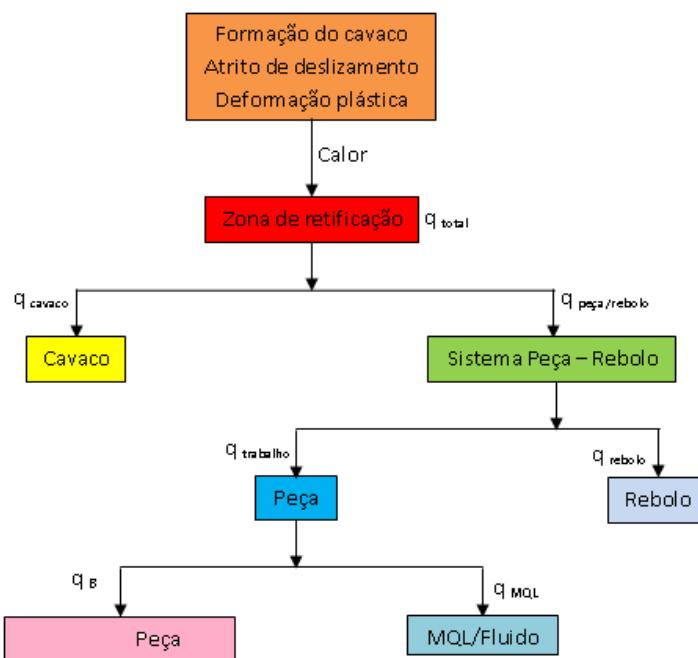


Figura 2.23 – Representação do fluxo de calor para cada componente do sistema de retificação com MQL (Adaptada de HADAD *et al.*, 2012).

A queima é uma oxidação do material, caracterizada pela alteração na coloração da superfície retificada e muitas vezes é a primeira indicação visível da ocorrência de danos térmicos. A Figura 2.24 apresenta a imagem de uma peça (aço ABNT N2711M - 44,5 HRc) com evidência de queima que ocorreu em após a retificação plana com rebolo de óxido de alumínio branco (AA46K8V) com penetração de trabalho de 40µm.

Quando a queima superficial da peça se inicia, existe uma tendência do crescimento da adesão de partículas metálicas nos grãos abrasivos do rebolo, tendo como consequência o aumento da força de retificação. Este aumento de força provoca a deterioração da

qualidade superficial da peça, e, consequentemente, uma maior perda de grãos abrasivos friáveis do rebolo, aumentando seu desgaste (KHENAIFES *et al.*, 2005).

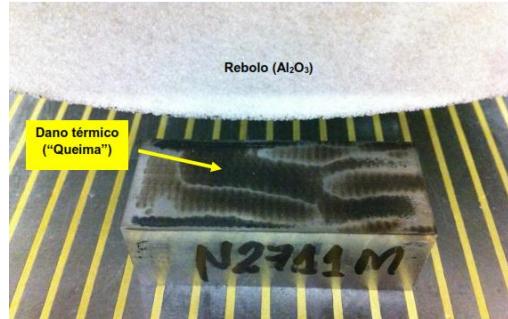


Figura 2.24 – Queima de retífica em aço ABNT N2711M após o processo de retificação de passagem com rebolo de AA46K8V (Fonte: Próprio autor).

Atualmente as taxas de retificação utilizadas são limitadas pelas máximas temperaturas permitidas no processo de retificação que dependerá do material a ser retificado, ou seja, da temperatura de revenimento do aço e não por limitação das máquinas. Quando estas temperaturas são excedidas, leva a deterioração da qualidade da peça, por aumento da tensão residual na superfície usinada, transformação de fase, tensão térmica devido ao aquecimento e resfriamento irregular da camada superficial da peça retificada (SILVA *et al.*, 2012).

Em relação à formação de trincas de retificação, elas são mais propensas a ocorrer perpendicularmente à direção de retificação, geralmente leva à perda da peça Fig. 2.25. Os aços temperados são mais sensíveis a trincas de retificação que aqueles não temperados (particularmente no caso de aços ferramenta).



Figura 2.25 – Trincas em peças após a retificação de: a) aço temperado AISI 01 (60 HRc) (Muniz, 2009), b) aço SAE 52100 (INA, 2009) citado por Gonçalves Neto (2013).

Normalmente as trincas produzidas pelo processo de retificação não são tão simples de serem visualizadas como é mostrado na Fig. 2.25. Elas às vezes ocorrem muito em locais pontuais e, na maioria dos casos, é necessário utilizar um microscópio óptico ou eletrônico de varredura ou mesmo o método de inspeção por partículas magnéticas para identificar as trincas superficiais em materiais após a retificação.

O uso do ultrassom também é indicado, este equipamento detecta trincas subsuperficiais. Em alguns casos é feito o ataque químico com ácidos para a revelação das trincas. O mais comum é utilizar o ácido clorídrico (HCl) no ataque, em um tempo de exposição bem curto, que irá depender do tipo de material que está sendo usinado.

Para Marinescu *et al.*, (2004), *apud* Damasceno (2010), os principais danos provocados pela excessiva geração de calor na zona de retificação são:

- Queima ou descoloração: resultante do processo de oxidação da superfície da peça induzido pelo aumento da temperatura durante a retificação que, geralmente, tende a surgir a partir de temperaturas em torno de 450°C;
- A queda de dureza e retêmpera: durante a retificação de aços endurecidos, o aumento da temperatura na região de contato, pode produzir alteração na dureza da peça em razão da elevação da temperatura e provocar mudanças na microestrutura do material na camada superficial da peça, tais como martensita não revenida ou um material com revenimento não controlado. Isto ocorre devido à temperatura na região de corte alcançar valores críticos de revenimento ou de austenitização do material. Essas mudanças descontroladas e indesejáveis de dureza na superfície do material podem induzir a formação de trincas e também prejudicar o desempenho da peça em funcionamento, em outras palavras, uma peça que tem sua dureza alterada terá sua função comprometida (ABRÃO E ASPINWALL, 1996);
- Tensões residuais e trincas: a deformação plástica térmica induzida pela geração do calor é umas das maiores causas de tensão residual na retificação. Isto é, se a expansão térmica for suficiente para causar deformação plástica e o resfriamento promovido pelo fluido de corte conduzir a uma contração na superfície da peça, isto resultará em tensão residual. Assim, a mudança na microestrutura do material provocará diferença de volume no arranjo cristalino que por sua vez irá gerar tensões de tração ou de compressão na superfície. Em casos extremos, este fenômeno pode levar à formação de trincas na superfície da peça.

Silva *et al.* (2007) avaliaram a influência de várias atmosferas de usinagem (com fluido (MQL e convencional) e condição a seco) como também a condição do material da peça (sem e com tratamento térmico) nas tensões residuais do aço 4340 após a retificação. Eles observaram que a técnica MQL com fluido de corte LB 1000 aplicada a uma vazão de 40

mL/h gerou tensões residuais de compressão mais elevadas (o que é desejado), em comparação a outras técnicas e ao tratamento térmico. Estes resultados são mostrados na Fig. 2.26. Eles observaram ainda que a peça que foi submetida ao tratamento térmico gerou os menores valores de tensão residual.

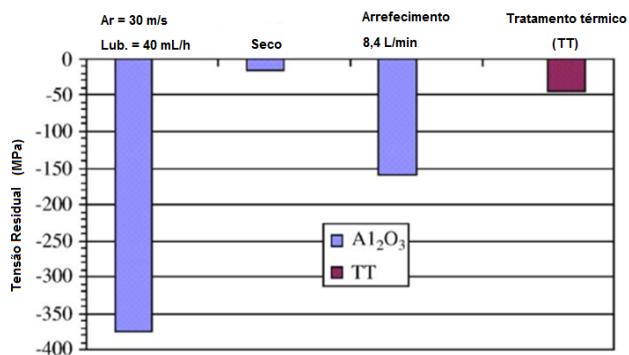


Figura 2.26 – Tensão residual do aço 4340 após a usinagem e ao tratamento térmico (TT) (Adaptada de SILVA *et al.*, 2007).

As tensões residuais compressivas são consideradas benéficas, pois elas tendem a interromper a nucleação ou a propagação das trincas. Elas também melhoram as propriedades mecânicas, aumentando a resistência à fadiga. Enquanto, as tensões residuais de tração são prejudiciais à resistência mecânica e podem facilitar a corrosão sob tensão (MALKIN e GUO, 2008).

A microdureza é outro fator representativo da integridade superficial; com as medições de microdureza na subsuperfície de aços endurecidos verificou-se que a queima superficial induzida pelo processo de retificação é acompanhada por um processo de reaustenitização do material. Para aços endurecidos retificados sem queima superficial, existe geralmente uma queda de dureza do material próximo à superfície (subcamada), por terem sido atingidas temperaturas inferiores às de austenitização (MALKIN e GUO, 2008).

A profundidade da camada revenida pode ser reduzida principalmente pelo uso de maiores velocidades da peça, o que resulta numa menor penetração do calor e em menores tempos de aquecimento. Como exemplos podem ser citados as curvas de microdureza da Fig. 2.27, as quais foram obtidas na retificação plana tangencial, com uma velocidade da peça moderada ($V_w = 6,1 \text{ m/min}$), isso causou uma camada termicamente afetada relativamente profunda. Camadas revenidas similares, mas mais rasas são obtidas com velocidades da peça aumentada.

Ainda segundo Malkin (1989), algumas ou mesmo todas as camadas revenidas produzidas durante a retificação de desbaste com altas taxas de remoção de cavaco, podem ser removidas por uma operação posterior de retificação de acabamento, com o fiscamento

(“spark out”) no fim do ciclo de retificação. O fiscamento no fim do processo de retificação consiste em deixar o rebolo usinando a peça, sem aumentar a penetração de trabalho a fim e proporcionar a anulação das deformações do sistema máquina-rebolo-peça, e consequentemente garantindo que as dimensões das peças se situem dentro da faixa desejada.

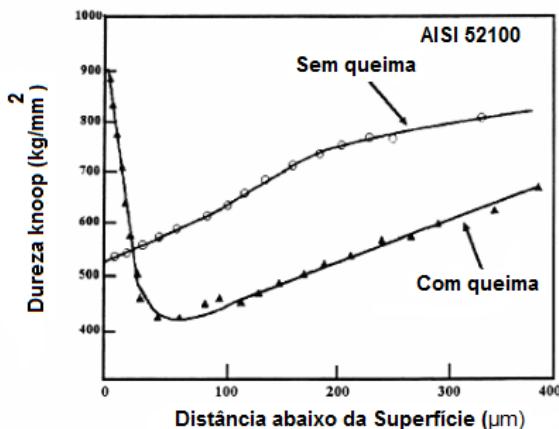


Figura 2.27 – Microdureza e indicação de condição de queima e sem queima em função da distância abaixo da superfície usinada de um aço de rolamento (Adaptada do MALKIN, 1989).

Em outro trabalho conduzido por Malkin (2008) na retificação de aço ferramenta endurecido ele avaliou microdureza abaixo da superfície retificada após a usinagem com quatro valores de profundidades de corte cujos resultados são mostrados na Fig. 2.28. Ele observou que para as superfícies sem nenhuma queima há geralmente alguma perda de dureza devido ao revenimento próximo da superfície retificada. Partindo de uma dureza inicial acima de 8 GPa, um maior grau de revenimento pode ser visto à medida que se aumentou à profundidade de corte do rebolo. Ao aumentar a profundidade de corte há um maior número de grãos do rebolo em contato com a peça, com isso maior área de contato que eleva taxa de deformação de material e a geração de calor, consequentemente elevando a temperatura na região de corte que afeta a peça. Com o início da queima, a retêmpera da peça de aço também ocorre próximo à superfície da peça como mostrado pela curva de dureza em função da profundidade de corte na Fig. 2.28. A retêmpera é uma consequência da reaustenitização seguida pela formação da martensita.

Entretanto, com a queima superficial ocorre a retêmpera do material, a qual é consequência da reaustenitização do mesmo, seguida da formação de martensita não revenida. Esta pode ser constatada através da análise metalográfica, o que resulta no aumento da microdureza superficial.

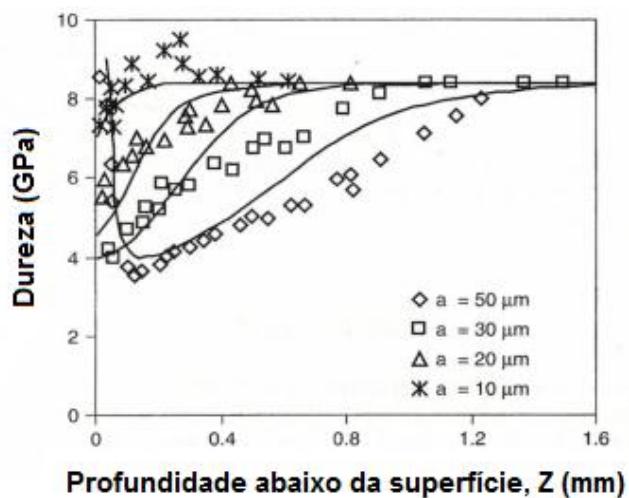


Figura 2.28 – Microdureza em função da profundidade abaixo da superfície após retificação de um aço ferramenta endurecido SK7 (alto teor de carbono - dureza 58 HRc (JIS G4401)), com diferentes profundidades de corte (Adaptada do MALKIN e GUO, 2008).

No processo de retificação um fator que também afeta a integridade superficial é o aumento na taxa específica de remoção de material (Q'), que geralmente resulta na deterioração do acabamento da peça e aumenta a tensão residual de tração (de origem térmica) e consequentemente acelera o desgaste da ferramenta de corte. Com isso, será necessário realizar a operação de dressagem em intervalos mais curtos de tempo (KLOCKE, 2009).

Evidências metalúrgicas e medições de microdureza indicam que o limite para o início da queima visível coincide com o valor limite da temperatura para início da austenitização do material. Segundo Malkin e Guo, (2008), a queima superficial da peça, observada para aços de rolamentos (SAE 52100) traz um aspecto adverso quanto ao limite de resistência à fadiga e consequente diminuição do número de ciclos destes aços após a retificação. Este comportamento é atribuído à formação de martensita não revenida, gerada no processo de queima superficial, em função do aquecimento à temperatura de austenitização e resfriamento rápido sem posterior alívio de tensões (revenimento).

No próximo tópico serão citadas algumas maneiras para detectar danos às peças ou perda da integridade superficial após o processo de retificação.

2.9.1 Métodos de detecção de defeitos de peças retificadas

Segundo Callister (2010), a revelação dos detalhes da microestrutura de um aço é obtida mediante a uma preparação (lixamento e polimento) cuidadosa da superfície do mesmo, seguido de um ataque da superfície, que emprega um regente químico apropriado.

O ataque químico produz uma textura diferente para cada fase, de modo que as diferentes fases podem ser distinguidas umas das outras.

As ligas de aços contendo Ti, Cr, Mo, V, Nb ou W, quando revenidas a temperaturas na faixa de 500 a 600 °C são capazes de produzir o endurecimento secundário, que é a precipitação de carbonetos de ligas presentes. Estas mudanças, no entanto, podem ser detectadas somente por métodos mais sofisticados que óticos e microscópicos (ASM HANDBOOK, 2004). Podem ocorrer também mudanças microestruturais durante a retificação dos aços, da mesma forma que ocorre no revenimento, devido às altas temperaturas atingidas na região de corte.

Os métodos de análise microestrutural podem ser utilizados para caracterizar a superfície e a subsuperfície de peças retificadas. Dentre os principais métodos de análise microestrutural destaca-se o ataque profundo com ácido, no qual a superfície da peça é submetida ao processo de queima ácida usando ácido clorídrico (HCl) a uma determinada temperatura. A queima acida profunda é utilizada para comprovação de esforços de tração e permite uma avaliação sobre a possibilidade de trincas em componentes afetados termicamente. A formação de um conjunto de trincas de origem térmicas pode ser causada devido à presença de tensões residuais na superfície e na subsuperfície da peça retificada. Os métodos para detectar essas tensões residuais serão discutidos posteriormente.

Na Tabela 2.4 está apresentada a classificação dos métodos para detecção das tensões residuais e algumas características de cada método (SOUZA, 2012). As técnicas de medição de tensões residuais podem ser classificadas em destrutivas e não destrutivas e, para alguns autores, como, Hilson *et al.*, 2009, ainda existem as técnicas parcialmente destrutivas, ou semi-destrutivas, de acordo com o nível de dano introduzido no material estudado na sua aplicação. São destrutivas as técnicas que, para obtenção de informações de deformação suficientes para a análise das tensões residuais existentes, comprometem ou impossibilitam o uso da amostra analisada. As técnicas não destrutivas não precisam da remoção de material e não provocam qualquer tipo de dano durante a medição de tensões residuais (HILSON *et al.*, 2009).

Tabela 2.4 – Alguns métodos de medição de tensão residual (Adaptado de SOUSA, 2012).

CLASSIFICAÇÃO	PRINCIPAIS MÉTODOS	CARACTERÍSTICAS
Semi-destrutivos	Método do furo cego	Execução de furo de 0,8 a 3,2 mm de diâmetro. Método normalizado pela ASTME-837.
Destrutivos	Método da remoção de camadas	Camadas retiradas por ataque químico. Pode estar aliada ao método difração de raios-X.
	Método do seccionamento	Cortes parciais longitudinais ou transversais ao eixo de peças assimétricas, ex.: cilindros.
Não – destrutivos	Método da difração de raios-X	Variação das distâncias entre os planos atômicos. Técnica normalizada pela SAE-J784a
	Método da difração de nêutrons	Semelhante ao método de difração de raios-X, no entanto, com inspeção em todo o volume da amostra.
	Método ultrassônico	Variação da velocidade de ondas ultrassônicas no interior do material
	Método magnético	Relação entre propriedades magnéticas, permeabilidade, indução e efeito Barkhausen.

Na prática, a tensão residual não é medida diretamente, em vez disso, é obtida através da medição da deformação ou através de grandezas secundárias, tais como a velocidade ultrassônica ou ruído magnético (WITHERS *et al.*, 2008).

Os métodos de medição de tensões residuais podem ser físicos ou mecânicos. Nos mecânicos, na técnica do furo cego, por exemplo, o material é furado e o estado de tensão é comparado com o estado relaxado do componente. Assim, de modo geral, estes métodos são destrutivos e possibilitam apenas a medição de tensões residuais macroscópicas, do tipo I. Os métodos físicos permitem medir as tensões sem relaxamento do material e são, normalmente, não-destrutivos, destacando-se as técnicas de difração de raios-X e de nêutrons, a magnética e a ultrassônica (RAJ e JAYAKUMAR, 1997).

A técnica do furo cego consiste na usinagem de um pequeno furo no material, cujas deformações na superfície são captadas por extensômetros elétricos. A partir de diferentes formulações numéricas, as tensões residuais podem ser calculadas, dadas as deformações medidas pelos extensômetros (KANDIL *et al.*, 2001).

O método magnético baseia-se no princípio da anisotropia magnética causada por um campo de tensões. Devido à ação das tensões, há uma alteração no campo magnético induzido inicialmente sobre a peça. Esta alteração pode ser convertida em valores de tensão por ação do efeito do ruído Barkhausen. Este método é utilizado em materiais ferromagnéticos e na realização de varreduras em peças sob carregamento, para

identificação dos locais mais tensionados, pois os sinais são fortemente influenciados pela microestrutura e pela condição das tensões presentes (RAJ e JAYAKUMAR, 1997).

A técnica ultrassônica mede o nível de tensões residuais pela variação da velocidade da onda ultrassônica ao percorrer um dado material tensionado e pelo estabelecimento da constante acústico-elástica do material inspecionado, com relação ao material livre de tensão (Raje Jayakumar, 1997). Este método também é bastante sensível à microestrutura e a textura do material (KANDIL *et al.*, 2001).

Os métodos de difração, baseados na Lei de Bragg, envolvem a medição da variação da distância interplanar entre os planos atômicos paralelos dos materiais cristalinos causada pelas tensões residuais. Assim sendo, pela incidência e difração de um feixe de raios-X ou de nêutrons, é medida a variação das distâncias interplanares com relação a um material de calibração isento de tensão, obtendo-se as magnitudes e a natureza das tensões residuais presentes no material (KANDIL *et al.*, 2001).

2.9.1.1 Métodos não destrutivos – foco na tensometria por difração de raios-X

São vários os métodos não destrutivos para avaliação de superfícies conforme citado na Tab. 2.4. Entretanto, o foco deste trabalho não será avaliar todos os métodos, mas sim apresentar as características apenas para o método utilizado; a tensometria, por difração de raios-X.

A tensometria por difração de raios-X tem como princípio a medição do espaçamento entre os planos da rede cristalina dos materiais, através do uso de feixes estreitos de raios-X. Este princípio é caracterizado, de uma maneira básica, pela incidência de um feixe monocromático sobre a superfície de um material, o qual será espalhado (difratado) e posteriormente detectado por algum dispositivo. Um feixe paralelo de raios-X, de comprimento de onda (λ), incide na superfície do material segundo um determinado ângulo de incidência (θ) (Figura 2.29).

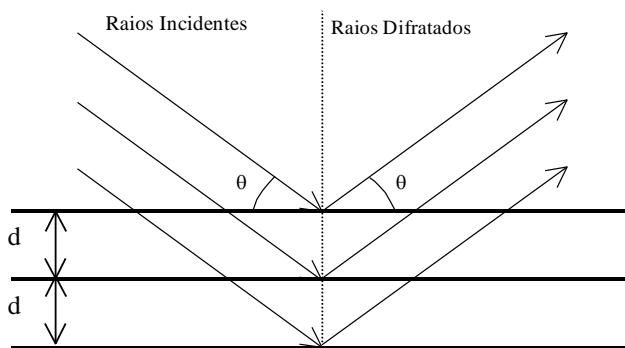


Figura 2.29 – Desenho esquemático do espalhamento dos feixes de raios-X (CINDRA FONSECA, 2000).

Este feixe é difratado sob o mesmo ângulo θ , desde que seja satisfeita a lei de Bragg: $n\lambda = 2d \cdot \sin\theta$. Nessas condições, ao utilizar raios-X monocromáticos ($\lambda = \text{constante}$), o valor do ângulo θ , referente a uma intensidade máxima de difração, depende da distância interplanar d do material analisado, comparado à distância interplanar d_0 do mesmo material no estado livre de tensão (CINDRA FONSECA, 2000). A difração de raios-X pode ser considerada um método não destrutivo se não houver polimento para remoção de camadas, caso contrário é considerado semidestrutivo. A velocidade da medição depende de uma série de fatores, tais como: tipo de material, fonte dos raios-X e o estado da superfície analisada. Este método tem uma resolução espacial de 1 - 2 mm até décimos de μm e uma profundidade de penetração em torno de 10 - 50 μm , dependendo do material analisado e da fonte de raios-X utilizada.

Além das tensões residuais, é importante verificar a ocorrência de alterações metalúrgicas nas peças retificadas usando ataques químicos. Como exemplo de aplicação do ataque químico para detectar e avaliar alterações metalúrgicas em peças usinadas, cite-se o trabalho de Hashimoto *et al.* (2006) que utilizaram o reagente Nital a 2% e observaram as alterações na subsuperfície em peças que foram submetidas aos processos de retificação e de torneamento, Figuras 2.30 (a) e 2.30 (b), respectivamente. Nas imagens destas figuras eles apontaram as áreas que sofreram endurecimento pela usinagem (com espessura entre 4 e 6 μm) e também nas áreas de maior espessura (8 até 14 μm) as regiões que foram afetadas termicamente conforme ilustrado na Fig. 2.30. As diferenças nas regiões apresentadas nas micrografias correspondem ao efeito dos diferentes gradientes de deformação e do tamanho de grão presentes na microestrutura como resultado do processo de fabricação. As imagens nestas figuras evidenciam que a peça que foi usinada pelo processo de torneamento sofreu menos danos microestruturais que aquela que foi retificada.

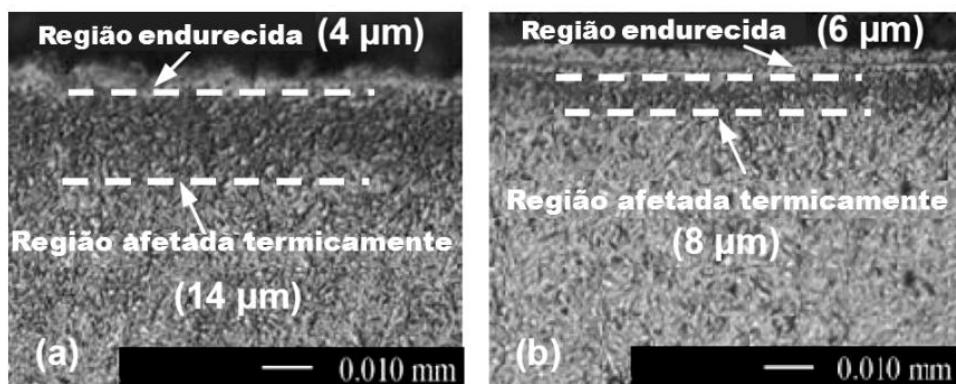


Figura 2.30 – Micrografia de amostras de aço AISI 52100 obtidas via microscópio óptico e microestrutura revelada com Nital a 2% após diferentes processos de usinagem: a) retificação; b) torneamento (HASHIMOTO *et al.*, 2006).

Walton *et al.* (2006), também empregaram a técnica do ataque químico com Nital a 2% para revelar e observar a microestrutura de peças de aço com rebolo de CBN após o processo de retificação com variação na taxa específica de remoção de material (Figura 2.31) e com óleo mineral como fluido de corte que foi aplicado à pressão de 0,6 MPa. Eles detectaram a formação de camada escura e de camada branca para diferentes condições de usinagem. Os autores observaram que danos térmicos tinham sido induzidos durante o passe de retificação com um rebolo a uma velocidade de corte de 146 m/s como consequência do aumento da taxa específica de remoção de material. Ao se empregar uma menor taxa específica de remoção de $5 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$ (Figura 2.31 (a)) não houve evidência de dano térmico na região próxima da superfície. Em razão de que a microestrutura apresenta um aspecto uniforme. Ao usinar em uma taxa específica de remoção mais alta ($500 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$) os autores observaram uma região escura logo abaixo de uma camada branca muito fina (Figura 2.31 (b)).

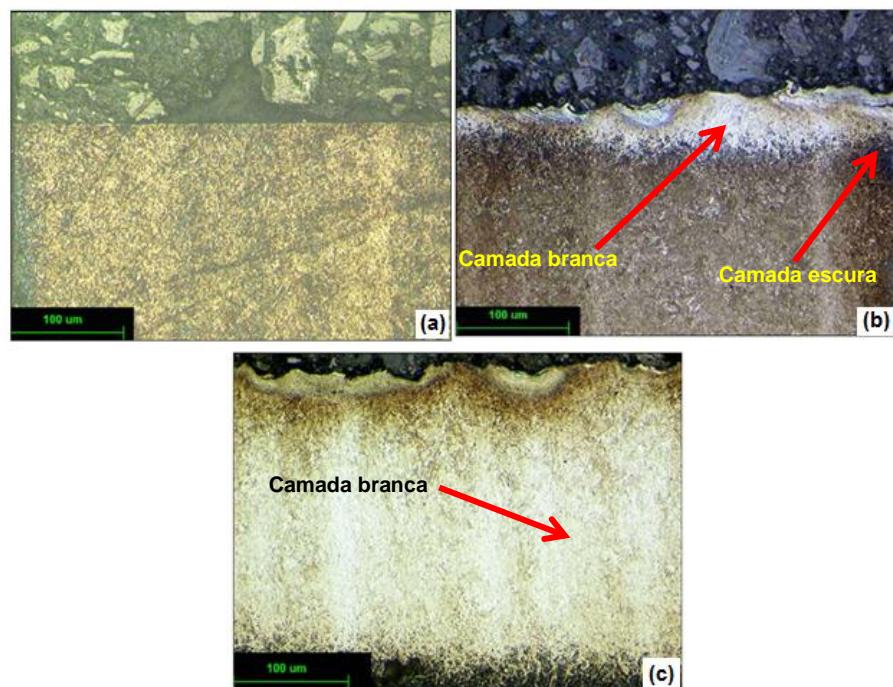


Figura 2.31 – Microestruturas de aço reveladas por meio de ataque químico após o processo de retificação com diferentes taxas específicas de remoção de material: (a) $Q'_W = 5 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$; (b) $Q'_W = 500 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$; (c) $Q'_W = 1000 \text{ mm}^3/\text{mm.s}$. (Adaptada, WALTON *et al.*, 2006).

Estes autores ainda relataram que a camada branca de martensita não revenida mostra que a temperatura na superfície foi elevada acima da transição A3 do diagrama de fases Fe-C, conforme a Fig. 2.32. Na transição A3 a temperatura está em torno de 760°C , esta é a mínima temperatura requerida para ocorrer à transformação, mas devido a velocidade do passe de retificação é concebível que a temperatura foi significativamente mais alta. A formação da região escura abaixo desta camada é muito provavelmente ter sido acima do revenido da martensita que tem ocorrido devido à temperatura elevada acima transição A1 do diagrama de fases Fe-C, para este aço em especial (51CrV4 – SAE-AISI-6150 – que é um aço com dureza igual a 690 HV sem retificação). Esta dureza é bem próxima daquela de um aço rápido (HSS), material empregado para fabricação de ferramentas de corte.

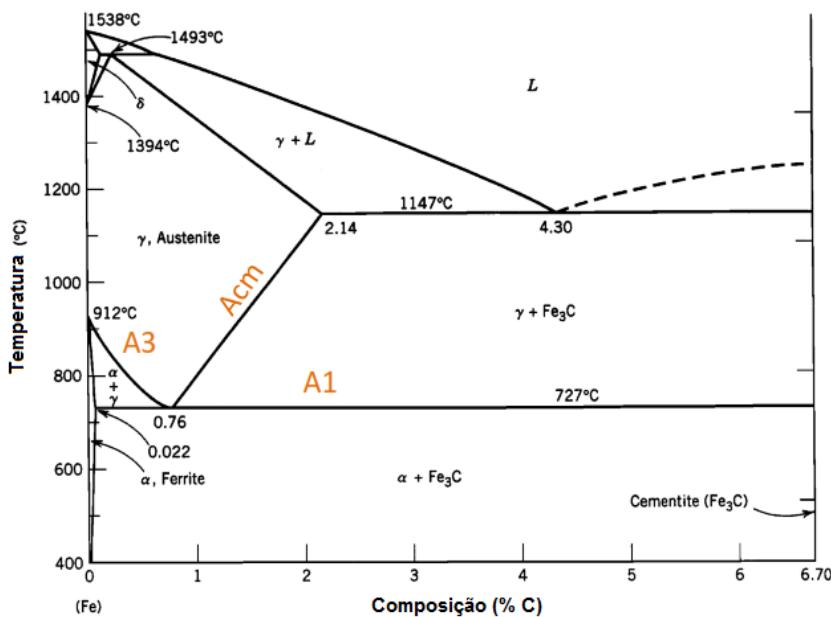


Figura 2.32 – Diagrama de fases Fe – C (Adaptado, CHIVERINI, 1988).

Ainda dos dados da Figura 2.31, para uma taxa específica de remoção de material de 1000 mm³/mm.s, os autores observaram uma espessa camada branca (Figura 2.31 (c)), que evidenciou a ocorrência de um severo reendurecimento. Como é normalmente observado nessas densas camadas brancas há uma camada escura acima da martensita revenida. Segundo os autores, a extensão da camada branca situou-se entre 200 e 250 µm. A presença da camada branca, e logo acima uma camada escura, após a usinagem tanto com a taxa específica de remoção de material a 500 quanto como 1000 mm³/mm.s indica que a amostra foi exposta a altas temperaturas durante a retificação. Para elevadas taxas específicas de remoção de material o endurecimento característico para todas as amostras é o mesmo.

Na Figura 2.33 é apresentado um quadro com o resumo de alguns parâmetros importantes que devem ser observados ao se trabalhar com o processo de retificação (KÖNIG, 1980). Wunder (2006) chama atenção para a influência do tipo de material da peça, para a concentração do fluido de corte e para a topografia do rebolo, pois estes são parâmetros que serão considerados na proposta de trabalho e nortearam as atividades.

Uma vez que a usinabilidade do material interfere no valor da força de corte e vale a relação, menor força de corte melhor usinabilidade do material. Ao passo que a relação G tende a aumentar com a usinabilidade. Quanto mais dúctil o material melhor a usinabilidade, porém aumenta a probabilidade de empastamento do rebolo. E como consequência piora o acabamento. Enquanto que a temperatura na usinagem decresce, pois o material cisalha com maior facilidade.

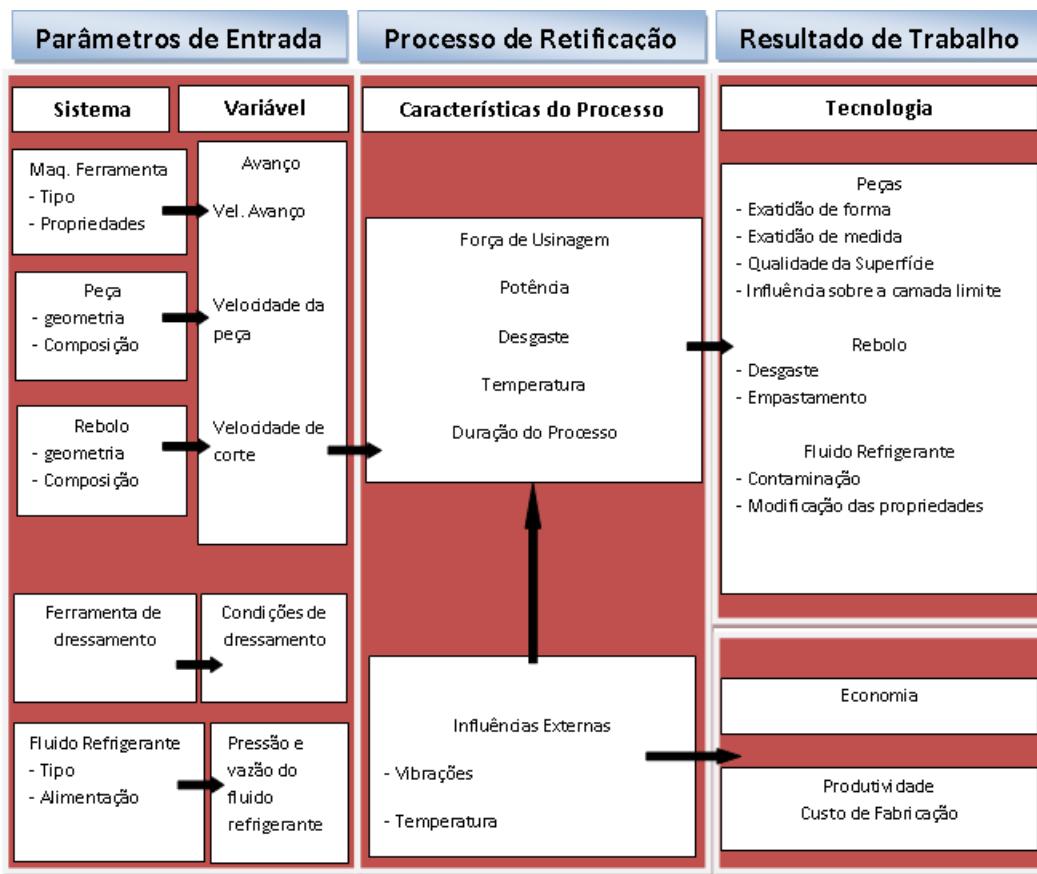


Figura 2.33 – Resumo de parâmetros de entrada e de saída no processo de retificação (Adaptado de KÖNIG, 1980).

No tópico seguinte serão abordados conceitos básicos e as características de alguns aços endurecidos que serão usados no trabalho.

2.10 Aços endurecidos para moldes e matrizes

Os aços endurecidos são ligas utilizadas para construir moldes, matrizes e ferramentas de uma forma geral, são usados para conformar, moldar e cortar outros materiais como: metais não ferrosos, cerâmicos e plásticos. Estes aços podem ser tratados com o propósito de aumentar a dureza ou diminuí-la e, além de oferecerem boa resistência ao desgaste, ductilidade, tenacidade, entre outras, propriedades estas que lhes proporciona uma extensa gama aplicações (ROBERTS, 1998).

Na Tabela 2.5 são apresentadas algumas características destes aços e aplicações por grupo segundo a norma Norte Americana para aços, AISI (*American Iron and Steel Institute*), que também utiliza o alfabeto da Língua Inglesa para a classificação por grupo.

Tabela 2.5 – Classificação de aços endurecidos e suas letras de identificação por grupo conforme norma AISI (SILVA e MEI, 2010).

Grupo	Características	Símbolo (AISI)
Aço para trabalho a frio	Alto (C), alto (Cr)	D: (DIE STEELS)
	Endurecido ao ar.	A: Aços temperáveis ao ar
	Endurecido ao óleo.	O: Aços temperáveis ao óleo
Aço rápido	Ligado ao W	T: (TUNGSTEN)
	Ligado ao Mo	M: (MOLYBDENUM)
Aço para trabalho a quente	Ligado ao Cr; W e Mo	H: (HOT WORKING)
Aço Ferramenta baixa liga	Endurecido em água	W: (WATER)
Aços resistentes ao choque	Médio Carbono (tenacidade)	S: (SHOCK)
Aços endurecidos para moldes	Baixo Carbono (estampabilidade)	P: (PLASTIC MOLD)

Na Figura 2.34 estão apresentadas algumas imagens da aplicabilidade de alguns destes aços endurecidos para moldes e matrizes.

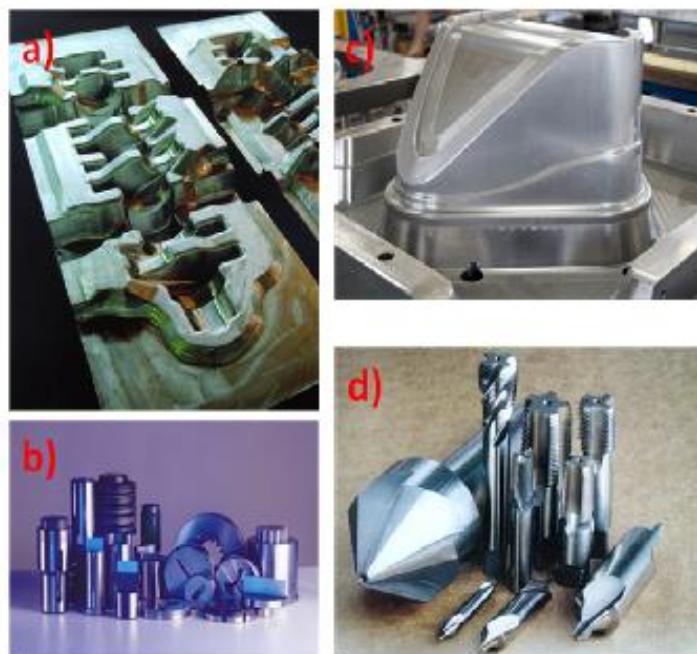


Figura 2.34 – Aplicações de aços endurecidos: a) matrizes para trabalho a quente; b) moldes para trabalho a frio; c) moldes para injeção de plástico; d) fabricação de ferramentas em aço rápido (BACALHAU, 2012).

Moldes de injeção são amplamente utilizados na indústria de transformação, sendo o processo de injeção o mais aplicado dentre os demais, por sua flexibilidade e qualidade superficial e dimensional que proporciona ao produto final. Na atualidade quase todas as peças plásticas presentes no mercado são produzidas ou possuem componentes produzidos através do processo de injeção (SANTOS, 2015). E como há sempre novos produtos sendo lançados no mercado, além da modernização dos produtos existentes, a fabricação do molde será sempre necessária. O processo de criação do molde envolve geralmente três fases básicas as: design/desenvolvimento, fabricação do molde e, por último, fabricação da peça (SANTOS, 2015). Por esta tese o foco ter sido na etapa da fabricação do molde em geral feito de aço, a seguir será contextualizada apenas a etapa de usinagem pelo processo de retificação.

O material para a fabricação do molde representa uma pequena parte do custo total do molde como mencionado anteriormente. Desta forma, quando o fabricante optar por um aço específico, as propriedades de fabricação são cruciais, especialmente a usinabilidade, a polibilidade e a resposta do material ao tratamento térmico. Então não somente o preço do aço tem impacto no custo do molde, mas principalmente as operações de fabricação do molde pela Figura 2.35 notam-se a complexidade em confeccionar um molde (S Moldes, 2017).

Um molde pode ser considerado como uma estrutura (formada por um conjunto de placas e seus acessórios, chamada de porta molde) onde são inseridos sistemas, os quais permitem que o molde apresente: cavidades e machos, sistemas de alimentação, sistema para saída de gases, resfriamento e extração da peça (SANTOS, 2015).

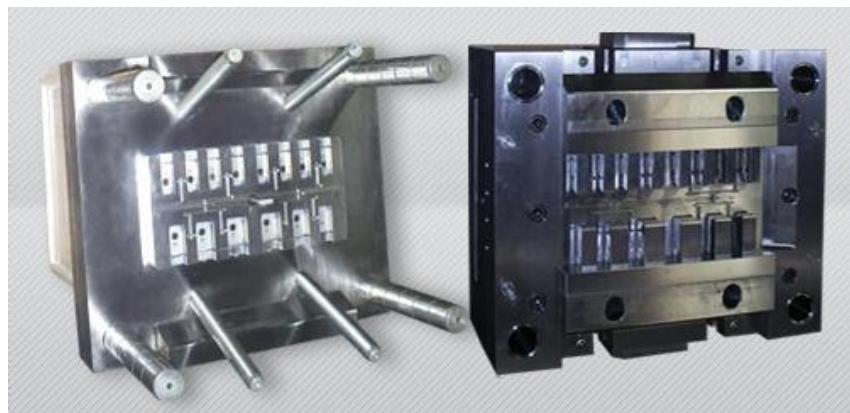


Figura 2.35 – Molde para injeção de plástico (S Moldes, 2017).

Os moldes de injeção possuem uma ou mais cavidades capazes de reproduzir as geometrias e as características dimensionais e superficiais dos produtos finais. Estas cavidades são preenchidas com o material plástico fundido, após o preenchimento, tem

início o processo de refrigeração do material plástico. A refrigeração tem a função de solidificar a massa plástica, conferindo estabilidade dimensional ao produto final (S Moldes, 2017). Outra função muito importante da etapa de refrigeração é a redução do tempo de ciclo de produção, proporcionando maior produtividade ao processo. Após o resfriamento o produto final é extraído do molde.

A estrutura básica de um molde de injeção é composta pelo conjunto porta molde e cavidades. O porta-molde tem a função de criar a interface entre a máquina injetora e as cavidades do molde. Ele é composto de placas que suportam as cavidades, placas extratoras, sistema de injeção e refrigeração, de acordo com características do projeto do molde. É nas cavidades que o encontram-se as zonas moldantes onde o material plástico é injetado. Os principais materiais utilizados na fabricação dos moldes de injeção são o aço carbono e os aços especiais.

Nas Figuras 2.36 (a) e (b) a seguir são apresentados moldes para injeção de plástico.

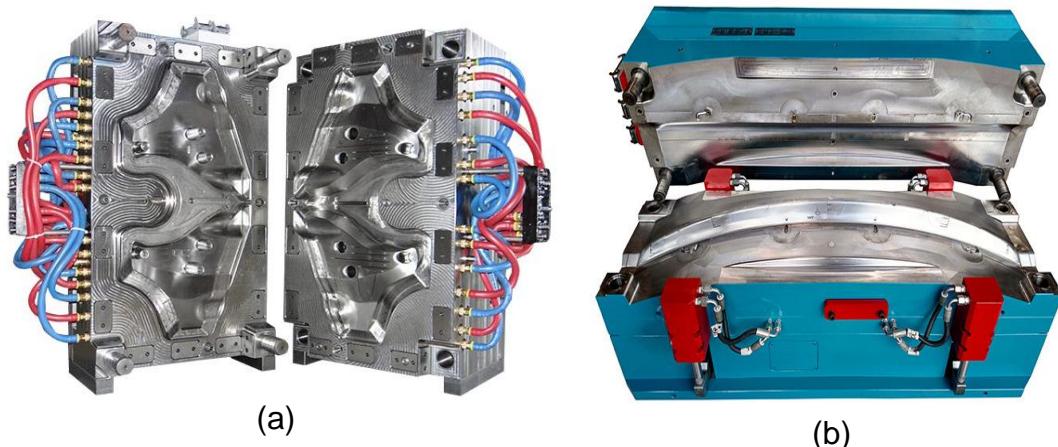


Figura 2.36 – Exemplos de moldes para injeção de plástico de componentes de empresa automobilística: a) duto de arrefecimento e b) estrutura de para-choque (IBT, 2017).

Outro exemplo de moldes também muito empregado na atualidade são os moldes de sopro são utilizados para confecção de peças plásticas ocas (baldes, bacias, bombonas e outros). A massa plástica, chamada de tráfila é prensada na cavidade do molde e ar pressurizado é aplicado em seu interior, proporcionando uma expansão da massa plástica atingindo a forma do produto (IBT, 2017). A refrigeração do sistema é um aspecto fundamental nos moldes de sopro, pois auxilia no resfriamento da tráfila no interior do molde. A eficiência desta refrigeração é determinante para a produtividade e estabilidade dimensional que é essencial ao produto final (IBT, 2017).

Outros exemplos de componentes fabricados em moldes de sopro são os dutos de ar, reservatórios, tanques de combustível, tubos de enchimento, drenos, frascos para

cosméticos e para alimentos, maletas para ferramentas, brinquedos, entre outros. Um exemplo de molde de sopro para fabricação de um galão para transporte de combustível é apresentado na Figura 2.37. Os principais materiais utilizados na fabricação das cavidades dos moldes de sopro são o alumínio e o aço (IBT, 2017).

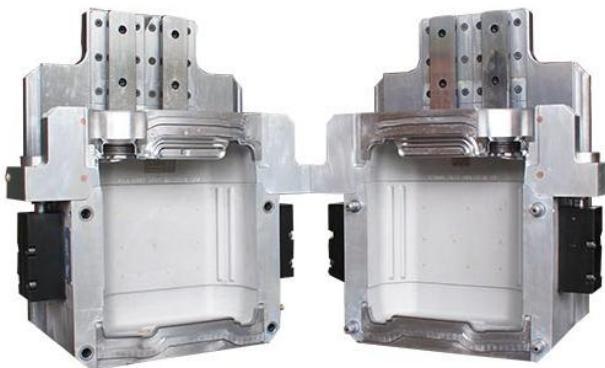


Figura 2.37 – Molde de sopro para fabricação de embalagem para transporte de líquido (IBT, 2017).

Em conformidade com a concepção construtiva, os moldes são agrupados em três classes (GAMA, 2009):

1^{a)} Moldes de Baixa Complexidade: classe que abrange os moldes de simples abertura e fechamento, sem mecanismos e articulações. Caracterizam-se por um baixo grau de dificuldade na sua concepção construtiva e apresentam, normalmente, baixo nível de manutenção.

2^{a)} Moldes de Média Complexidade: esta classe refere-se aos moldes que possuem mecanismos (articulações) simples, acionados com o movimento de abertura e fechamento do molde (mecanicamente). Eles se caracterizam por um médio grau de dificuldade na sua concepção construtiva e necessitam soluções individualizadas nas articulações e acionamentos que produzem os movimentos.

3^{a)} Moldes de Alta Complexidade: à esta classe pertencem os moldes que possuem mecanismos acionados hidráulicamente ou necessitam de uma terceira abertura do molde para realizar o movimento da articulação. As articulações são denominadas de gavetas, são simplesmente mecanismos necessários para formação de detalhes construtivos das peças. Eles se caracterizam por um alto grau de dificuldade na sua concepção construtiva e por isso requerem soluções individualizadas para os movimentos (GAMA, 2009).

Em relação aos custos de fabricação de moldes, Gama (2009) apresentou as informações que estão resumidas nos gráficos das Figuras 2.38 (a) e 2.38 (b). Da Fig. 2.38 (a) observa-se que o custo da matéria prima do molde é o menor em comparação aos

custos por horas de execução, acessórios e serviços externos. Observa-se ainda que o custo com a etapa de fabricação pelo processo de retificação plana é cerca de 8% do custo total da fabricação do molde (Figura 2.38 (b)).

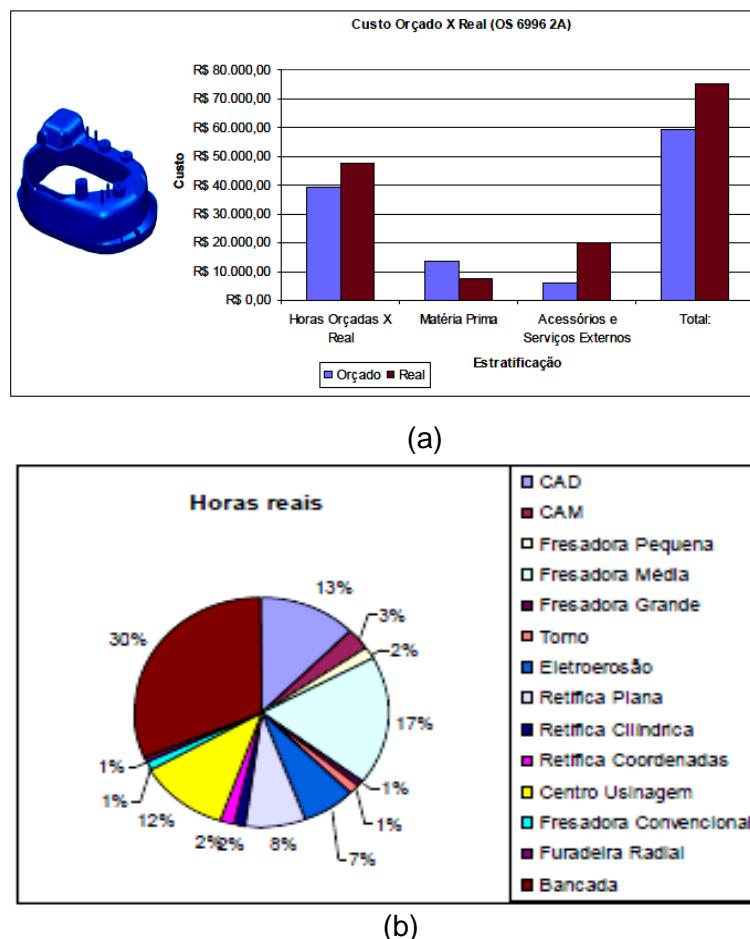


Figura 2.38 – Custos para a fabricação de moldes para injeção de plástico, (a) custos gerais, (b) custos por etapa (Adaptado de GAMA, 2009).

Na indústria automobilística vários moldes são necessários, por exemplo, para a fabricação de filtros, dutos, reservatórios entre outros itens (GAMA, 2009). Além da matéria-prima, outro fator que precisa ser levado em consideração no trabalho das empresas de injeção plástica automotiva é o projeto de seus produtos, uma questão fundamental para o mercado de veículos. A usinagem de moldes é realizada de acordo com a demanda do cliente, levando em consideração sua necessidade, seu produto e o objetivo final da peça.

Como exemplos de componentes de um molde que necessitam ser retificadas, destacam-se os pinos extractores que tem a cabeça forjada a quente, com o propósito terem reduzido o atrito com as placas. Essas etapas possibilitam que os extractores suportem mais de 1 milhão de ciclos sem se fraturarem (POLIMOLD, 2017). Os porta-moldes também são

retificados em retificadora plana tangencial nas partes internas de contato com o molde, para facilitar o alinhamento e consequentemente dar o ajuste entre partes macho e fêmea. Outro componente retificado é a bucha guia e sua principal função é garantir a centralização entre o conjunto superior e o conjunto inferior, juntamente com a coluna guia durante o fechamento do molde (POLIMOLD, 2017).

Durante a fabricação de um molde para injeção de plásticos é preciso se atentar principalmente com a etapa de acabamento. Para adquirir bons resultados nas peças, moldes com boa qualidade devem ser usados, uma vez que qualquer imperfeição será reproduzida na peça plástica. Uma importante decisão para obter um bom molde é selecionar um aço apropriado para a aplicação (BACALHAU, 2012).

A usinabilidade é fortemente dependente dos aspectos metalúrgicos do material da peça, como tipo, quantidade, tamanho, forma e distribuições das inclusões de partículas de segunda fase no aço (MILAM; MACHADO; BARBOSA (2000) e MEDEIROS (2011)). A dureza do material é uma propriedade importante a ser levada em conta na seleção de um aço para moldes plásticos. Os aços com dureza na faixa de 30 a 45 HRc são indicados para moldes que requerem maior resistência (BACALHAU, 2012). Durezas maiores implicam numa melhora na polibilidade do aço. A maior polibilidade de um aço permite o seu uso em moldes para peças plásticas que necessitam ser translúcidas ou transparentes. É o caso de lentes de faróis e lanternas de carros, que devem ter uma transparência tão elevada como a obtida com vidro. Em termos de retificação não é válida a mesma relação da dureza para o polimento.

A seleção de um aço para matrizes e moldes, leva em consideração em um primeiro momento à resistência ao desgaste, à dureza do aço, a tenacidade e resistência ao amolecimento pelo calor. Além das propriedades citadas anteriormente é preciso se preocupar com a usinabilidade nos processos de furação e fresamento, com a etapa de retificação e a polibilidade do material. A facilidade ou dificuldade de retificação é um importante ponto, pois a combinação das tolerâncias geométricas e dimensionais necessárias para alguns dos moldes e de seus componentes funcionais só pode ser alcançada via o processo de retificação. O desempenho do processo de retificação depende da seleção correta dos parâmetros de corte. E foi com base nestes neste aspecto, principalmente, que esta pesquisa foi motivada. Para Altan *et al.* (1993), os moldes de injeção de plásticos são fabricados em aços com propriedades mecânicas apropriadamente selecionadas e com grau de dureza geralmente elevado. Sabe-se que durante a fabricação pelos principais processos de usinagem como torneamento e fresamento, a elevação da dureza dificulta a usinagem e, portanto, demanda a seleção de valores de parâmetros de

corte mais baixos que aqueles para aços com menor dureza, consequentemente elevando o tempo de usinagem e o custo de fabricação.

Outro fator muito importante e desejável em aços para moldes é que o material possua grãos menores, pois isso melhora algumas propriedades mecânicas do material. A faixa de temperaturas de revenido nos aços para ferramentas e matrizes é muito extensa. Os aços com baixos teores de elemento de liga são frequentemente revenidos a temperaturas relativamente baixas, da ordem de 120 °C a 350 °C, ao passo que os aços rápidos e os aços para trabalho a quente podem ser revenido a temperaturas mais elevadas, da ordem de 600 °C ou 650 °C. Estes aços no estado temperado são extremamente duros e frágeis, em estado de elevadas tensões e muito instáveis.

Com a crescente demanda por plásticos com propriedades melhoradas como o aumento da resistência mecânica, por exemplo, para aplicações desde em componentes e utensílios de uso doméstico (liquidificadores, máquinas de lavar, cafeteira, copos dentre) outros até para automóveis (para-choques, painéis e diversas peças), como também pelo próprio aumento no consumo, as empresas tem investido na produção de novos materiais para confecção de moldes e para matrizes de ferramentas. E nesta linha de raciocínio, mais recentemente foram sido desenvolvidos novos aços para aplicações na fabricação de moldes e de matrizes pela empresa VILLARES METALS S.A (2013) visando atender às novas demandas do mercado. Um deles é o aço VP ATLAS® que compete no mercado com o aço N2711M® (DIN 1.2711), empregado na fabricação de moldes para injeção de plásticos não clorados e também matrizes para extrusão de termoplásticos não clorados. A dureza dos dois aços é equivalente em torno de 40 HRc quando fornecido ao mercado e a composição deles está na Tab. 2.6, e a Fig. 2.39 indica os principais requisitos solicitados para aços moldes plásticos citados pela VILLARES METALS S.A (2013). Segundo a empresa, o VP ATLAS conferiu boas propriedades mecânicas e se tornou um dos novos concorrentes dos os aços similares, mas com um menor custo de fabricação.



Figura 2.39 – Requisitos solicitados para aços em moldes plásticos (VILLARES METALS S.A., 2012).

Na Tabela 2.6 é apresentada a composição química dos aços VP ATLAS (bainítico) e N2711M (martensítico) para exemplificar um aço ligado, pois tem boa quantidade de carbono para um aço junto a vários outros elementos.

Tabela 2.6 – Composição química dos aços VPATLAS e N2711M (% em massa) (VILLARES METALS S.A., 2012).

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V
N2711M	0,55	0,32	0,73	0,009	0,007	1,03	0,47	1,55	0,08
VP ATLAS	0,26	0,27	1,53	0,026	0,006	1,78	0,68	0,55	0,08

Outros exemplos de materiais para confecção de moldes plásticos são o aço VP80 (que é inoxidável) e o aço VP100. O aço VP100 é um aço com baixa quantidade de carbono (Aço ligado ao Cr – Ni – Mn + micro adições) que foi desenvolvido com elementos micro ligante, como titânio e vanádio. Isso permite que ele possa ser endurecido em condições de resfriamento diferentes da têmpera tradicional, fornecido pela empresa com uma dureza homogênea em torno de 32 HRc. O menor uso de elementos de liga no aço VP100, como por exemplo, o baixo teor de cromo, contribui para que os custos de fabricação do mesmo baixem, aumentando sua competitividade no mercado (MEDEIROS et al., 2010). Este aço é também empregado na fabricação de moldes para injeção de plásticos não clorados.

Nos aços endurecidos de um modo geral, aplicam-se os seguintes tratamentos térmicos com o propósito de:

- a) Alívio de tensões: visa para reduzir o nível de tensões introduzido por deformação a frio, usinagem, eletroerosão, soldagem ou retífica, e que podem afetar fortemente os

resultados da têmpera posterior, ou mesmo as características dos aços endurecidos em uso.

b) Têmpera e revenido: na têmpera obtém-se a alteração microestrutural que resulta no aumento da dureza do material. O revenido seguido da têmpera é necessário para dissolver os carbonetos numa quantidade tal que a matriz absorva os elementos de liga e carbono a fim de dar ao aço a temperabilidade, dureza homogênea na etapa de resfriamento, sem a formação de precipitados no contorno de grão. A matriz também é alterada, com a transformação de ferrita (CCC) para austenita (CFC), devido ao reposicionamento de átomos de carbono no reticulado cristalino. Se o aço é resfriado rapidamente a partir da temperatura de austenitzação, os átomos de carbono não têm tempo suficiente para se reposicionarem novamente como na ferrita, eles se fixam em posições onde não dispõem de espaço suficiente, e o resultado disso é micro tensão com valor elevado o que explica o aumento na dureza do material. Esta estrutura dura é chamada de martensita, o resfriamento rápido é necessário para evitar a decomposição da austenita por difusão do carbono em ferrita e perlita. No revenido, reduz-se o nível de fragilidade imposta pela têmpera.

c) Recozimento: possui o propósito de remover as tensões remanescentes, diminuir a dureza para melhorar a usinabilidade do aço, como também de alterar as propriedades mecânicas como resistência, ductilidade além de propriedades elétricas, magnéticas, ajuste do tamanho de grão. Em outras palavras, este tratamento permite eliminar os efeitos dos tratamentos anteriores (CHIAVERINI, 1988).

2.11 Usinabilidade de aços endurecidos para injeção de plástico

Usinabilidade indica a facilidade ou dificuldade que um material apresenta ao ser usinado, é termo para expressar o estado da superfície usinada, a taxa de remoção de material, a facilidade de saída do cavaco ou ainda a vida da ferramenta. Mas sob o ponto de vista de processamento, a usinabilidade de um aço deve ser melhorada para reduzir tanto o consumo de ferramentas como também o tempo de usinagem (MESQUITA e BARBOSA, 2007).

Os aços empregados em moldes de plástico, apesar de muitas vezes pouco ligados, possuem propriedades de limpeza microestrutural e de processamento que os diferenciam dos outros aços convencionais (ROBERTS *et al.*, 1998). Durante o processo de fabricação destes componentes, a operação de usinagem e o acabamento superficial exigem vários cuidados e podem representar à maior parcela do custo total de fabricação (MESQUITA e

BARBOSA, 2007). Neste sentido, suas propriedades e características de processamento devem ser bem conhecidas uma vez que eles podem ser utilizados por até 10 anos em média. A escolha de um aço dependerá essencialmente da sua dureza em conjunto com o custo de suas operações de processamento.

O estudo da usinabilidade destes aços torna-se essencial, pois em geral é elevado o volume de material removido na produção de moldes e matrizes. Esta propriedade qualitativa do material irá depender de fatores metalúrgicos e de condições de usinagem, tais como velocidade, ferramenta, fluido de corte, dentre outros.

Aços endurecidos são empregados na fabricação de matrizes e moldes que necessitam de geometrias precisas para a fabricação de peças conformadas. A desvantagem é a drástica redução da vida da ferramenta durante a usinagem das matrizes e dos moldes, isto leva a uma preocupação com a usinabilidade do aço endurecido.

Embora existam vários trabalhos na literatura sobre usinabilidade desta classe de aços em termos de torneamento, fresamento e furação, ainda são poucos os trabalhos na literatura com resultados para processos de retificação destes aços.

Da Silva *et al.*, (2011) conduziram um trabalho em retificação plana tangencial empregando rebolo de Al_2O_3 utilizando um aço para moldes, classe VP80 (45 HRc), fabricado pela VILLARES METALS S.A, com diferentes condições de corte. Além da profundidade de corte, os autores variaram a geometria dos bocais de aplicação do fluido de corte, monitorando o processo via sinais de emissão acústica (EA). Um destes bocais foi especialmente projetado com base em trabalhos de simulações, os autores, contudo não observaram resultados satisfatórios. A alteração na geometria do bocal praticamente não alterou o valor da rugosidade em relação ao uso do bocal convencional. Contudo, os valores de rugosidade foram afetados pela profundidade de corte. Como, era esperado.

No processo de retificação este fator ainda é mais destacado. Aliam-se a este fato, os vários parâmetros de corte peculiares deste processo. Ressalta-se o princípio do processo, com as arestas não possuindo geometria definida. Por si só, este é um parâmetro dinâmico e que tem sido o foco de muitos trabalhos em retificação visando à eficiência de um processo em termos de usinabilidade (chamada de retificabilidade quando se empregar o processo de retificação), por exemplo.

Em razão destes fatores, as pesquisas relacionadas à retificação aumentam a cada ano. MUNIZ (2009) destaca alguns pontos importantes para a retificabilidade de aços:

- Desgaste de rebolo: irá depender da composição química do material que está sendo retificado. A retificação em aços altamente ligados, com durezas elevadas e grande número de carbonetos duros, levam a um rápido desgaste das partículas abrasivas do rebolo, aumentando o consumo de potência da máquina;

- Consumo de potência em função do tipo de aço e da taxa de remoção de material: inicialmente, com o rebolo bem dressado, o consumo de potência é praticamente o mesmo, qualquer que seja o tipo de aço. À medida que aumenta o tempo de retificação, observa-se diferença no consumo em função do tipo de aço Fig. 2.40.

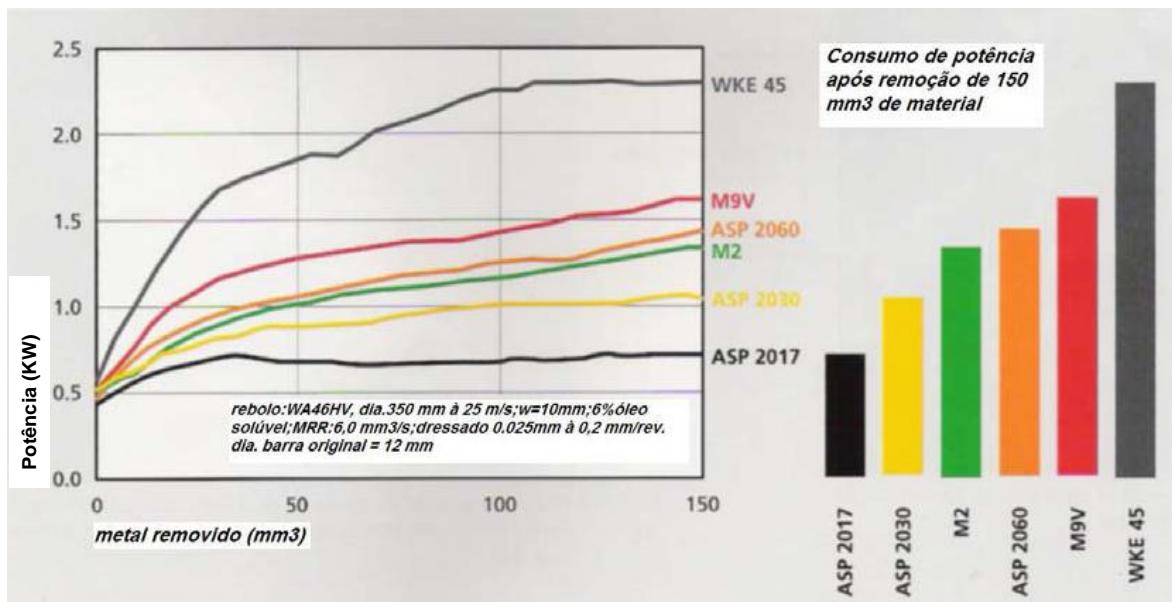


Figura 2.40 – Influência do tipo de aço no consumo de potência durante a retificação nas mesmas condições de retificação - rebolo de óxido de alumínio na presença de fluido de corte solúvel (ERASTEEL *apud* MUNIZ, 2009).

2.12 Rugosidade da superfície

O acabamento de uma superfície usinada está relacionado a alguns fatores como rugosidade, ondulações e falhas. O acabamento de uma superfície deve ser exigido e previsto no projeto, pois de acordo com sua aplicação podem ser exigidas superfícies com rugosidade baixa ou elevada para atender a necessidade de engenharia da peça. Conforme a norma ASME B 46.1, 2002 a rugosidade caracteriza-se pelas micros-irregularidades geométricas como pequenas saliências e reentrâncias na topografia da superfície da peça decorrentes do processo de fabricação enquanto que a ondulação é o componente de maior espaçamento da textura da superfície, diversos fatores podem influenciar na ondulação, vibrações e flexões da ferramenta e/ou peça proveniente da força de usinagem, temperatura de corte ou erros na fixação da peça ou ferramenta.

Em razão das falhas serem interrupções que ocorrem na topografia de uma superfície, acontecem de formas inesperadas e indesejadas. Essas falhas normalmente podem ser o

resultado de defeitos inerentes ao processo de fabricação ou podem acontecer durante o processo de corte, tais como inclusões, trincas, bolhas, dentre outras (MACHADO *et al.*, 2011).

A integridade superficial é definida como um conjunto de alterações que surgem na superfície da peça usinada, resultado inerente à ação da ferramenta de corte. Existem diversas propostas para que as condições de superfícies sejam avaliadas, elas podem ser em termos macro geométricos resultantes da medida dos desvios relacionados às dimensões, formas e de posições, e micro geométrico onde a rugosidade é a mais avaliada, necessitando de aparelhos como rugosímetro e perfilômetros. A aquisição das medidas, a nível micro geométricas (rugosidade) é encontrada devido às marcas proveniente dos processos de fabricação, como: ranhuras, sulcos, estriadas, escamas e crateras, que são formadas pelas marcas da ferramenta no momento, ocorrem com o avanço ou o posicionamento da peça durante o processo de usinagem. Podendo ocorrer também à formação de estriadas ou escamas durante a remoção do cavaco (RIBEIRO, 2007).

Hecker e Liang (2003) afirmam que um método eficiente de se mensurar a qualidade da superfície produzida é por meio do parâmetro definido como rugosidade, o qual é representado pela média dos valores (R_a), pelo valor quadrático médio (R_q) e pelo valor máximo da distância entre picos e vales (R_t).

A nomenclatura, que inclui termos, definições e parâmetros, para a determinação do estado da superfície (rugosidade, ondulação e perfil primário) pelo método do levantamento do perfil é dada pela Norma NBR ISO 4287 (2002). Segundo esta norma o termo da linha média é aquele para aquisição de medidas para o perfil de rugosidade. Na Tab. 2.7 são apresentados, de forma resumida, os principais parâmetros de rugosidade utilizados em peças que são usinadas.

Tabela 2.7 – Descrição de alguns parâmetros de rugosidade (adaptado de MACHADO *et al.*, 2011).

Símbolo	Nome	Descrição
Ra	Desvio médio aritmético	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem. $Ra = \frac{1}{L} \int_0^L y dx \cong \frac{\sum_{i=1}^n y_i}{n}$
Rq	Desvio médio quadrático	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem. $Rq = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L y^2 dx} \cong \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n y_i^2}{n}}$
Rt	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação.
Rz	Altura média máxima do perfil	Média das máximas alturas de picos e vales encontrados em cada comprimento de amostragem.

Para a indústria de moldes e matrizes o acabamento da superfície do molde e suas partes torna-se um fator crítico o que implica em maior atenção daqueles envolvidos nas etapas de usinagem. Para moldagem de plástico, o parâmetro Ra requerido é tipicamente menor do que $0,1\mu m$, e assim há necessidade de um polimento manual após o acabamento, o qual compreende 30% do tempo total e 46% do custo total de fabricação de uma matriz. Entretanto torna necessária a redução da rugosidade superficial na fase de usinagem, a qual interfere consideravelmente no processo para adquirir economias de custos, redução do tempo de polimento manual e obtendo assim maior produtividade (PU e SINGH, 2013).

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

3.1 Materiais e Métodos Experimentais

Para estudar a integridade superficial de aços endurecidos, com as diferentes atmosferas de retificação empregando duas diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte (convencional e MQL) foi proposta a metodologia que está resumida no fluxograma da Fig.3.1.

Os ensaios de usinagem, de metalografia e a obtenção dos valores da maioria das variáveis de saída foram realizados nos laboratórios da Faculdade de Engenharia Mecânica - FEMEC - da Universidade Federal de Uberlândia (UFU). Os ensaios de retificação e monitoramento de potência elétrica do motor da retificadora foram realizados no Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) enquanto que a análise metalográfica e determinação de microdureza dos materiais foram realizadas no Laboratório de Apoio a Fabricação (LAF) e Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), respectivamente. As imagens das superfícies usinadas foram obtidas no microscópio eletrônico de varredura do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU). A medição das tensões residuais das amostras retificadas foi realizada no Laboratório de Análise de Tensões (LAT) – da Universidade Federal Fluminense (UFF).

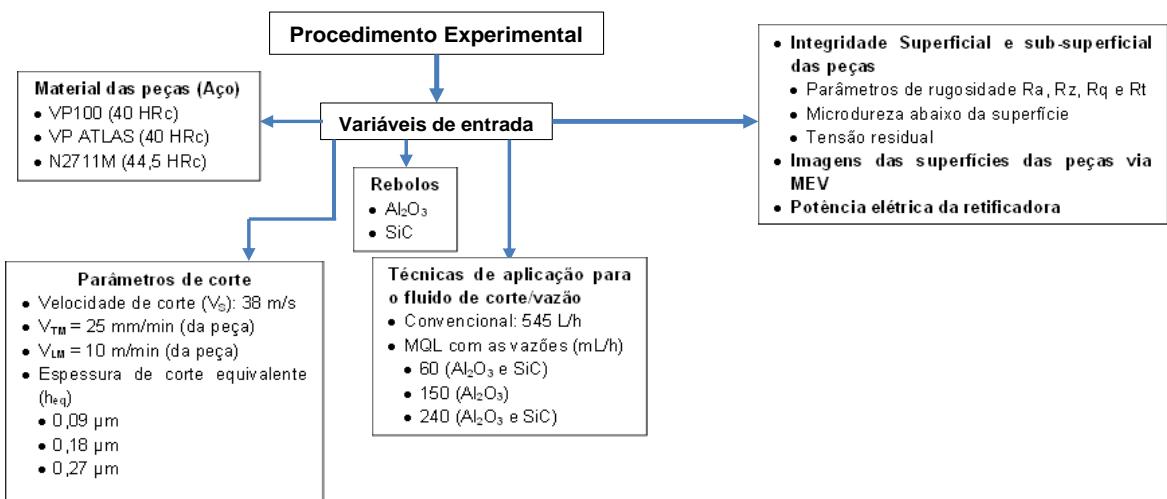


Figura 3.1 – Fluxograma com as etapas do procedimento experimental.

3.1.1 Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios foi uma retificadora plana tangencial, de semi-precisão com resolução do eixo Z igual a 0,005 mm, modelo P36, do fabricante MELLO S.A. Esta máquina possui rotação constante de 2400 rpm, potência nominal do motor que aciona o eixo-arvore de 2,25 kW e opção de avanço manual ou automático do cabeçote no qual está acoplado o rebolo. Neste trabalho todos os ensaios foram realizados com o avanço manual do cabeçote.

3.1.2 Rebолос

Neste trabalho foram utilizados dois tipos de rebолос tipo reto com dimensões de 303 mm x 25 mm x 76 mm do fabricante NORTON – SAINT GOBAIN ABRASIVES, um de óxido de alumínio (Al₂O₃) com especificação AA60K6V e o outro de carbeto de silício (SiC), com especificação 39C60KV, este rebolo foi utilizado com propósito de pesquisa. Ambos são fabricados com ligante vitrificado e de baixa dureza, com granulometria *mesh* 60, que pela tabela FEPA (Federação Europeia de Produtos Abrasivos) configura o tamanho médio do grão igual a 0,250 mm.

3.1.3 Materiais dos Corpos de provas

Três aços que são utilizados na indústria para fabricação de moldes e de matrizes foram investigados neste trabalho: sendo um aço martensítico denominado N2711M, que é um aço similar ao da Norma DIN 1.2711, um aço bainítico comercialmente conhecido como VP ATLAS, lançado julho de 2013 e sem similar normatizado e que pode concorrer no mercado com os aços DIN 1.2711 e DIN 1.2714 e por último o aço VP100, também sem similar e que concorre no mercado com AISI P20 (DIN 1.2738 ou 4140). Todos os aços

foram fornecidos pela VILLARES METALS S.A (2013), no estado temperado e revenido, com dureza na faixa de (40 – 44,5 HRc). Na Tabela 3.1 é mostrada a composição química destes aços. Apesar do aço VP100 apresentar uma quantidade de cromo três vezes menor que do aço VP ATLAS, as durezas deles são similares (40,0 HRc) ou (HV20, 412 kgf/mm²), enquanto o aço N2711M possui uma dureza de 44,5 HRc ou (HV20, 441 kgf/mm²). Estas durezas foram obtidas em um durômetro com carga de 20 kg, com tempo de penetração de 15 segundos do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da UFU,

Tabela 3.1 – Composição química (% em massa) dos materiais investigados nesta pesquisa (Villares Metals S.A., 2013)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V
N2711M	0,55	0,32	0,73	0,009	0,007	1,03	0,47	1,55	0,08
VP ATLAS	0,26	0,27	1,53	0,026	0,006	1,78	0,68	0,55	0,08
VP100	0,22	0,40	1,90	0,027	0,002	0,58	0,25	0,40	-

3.2 Caracterização dos materiais

3.2.1 Microestrutura

Amostras dos três materiais foram embutidas elixadas com lixas na sequência de granulometria mesh 320, 400, 600, 800, 1000 e 1200 (todas do fabricante 3M). Em seguida polidas em uma politriz PANTEC POLIPAN com alumina com grãos 0,3 e 0,1 µm, e atacadas com Nital (álcool + ácido nítrico) a 2% para revelação da microestrutura dos materiais. Para a visualização da microestrutura dos aços VP ATLAS, N2711M e VP100 utilizou um microscópio ótico pertencente ao LTM, conforme as Figs. 3.2 (a) a 3.2 (c). Em seguida elas foram polidas em uma politriz PANTEC POLIPAN usando alumina com grãos 0,3 e 0,1 µm, logo em seguidas elas foram colocadas em Nital a 4% para o ataque químico e revelação da microestrutura.

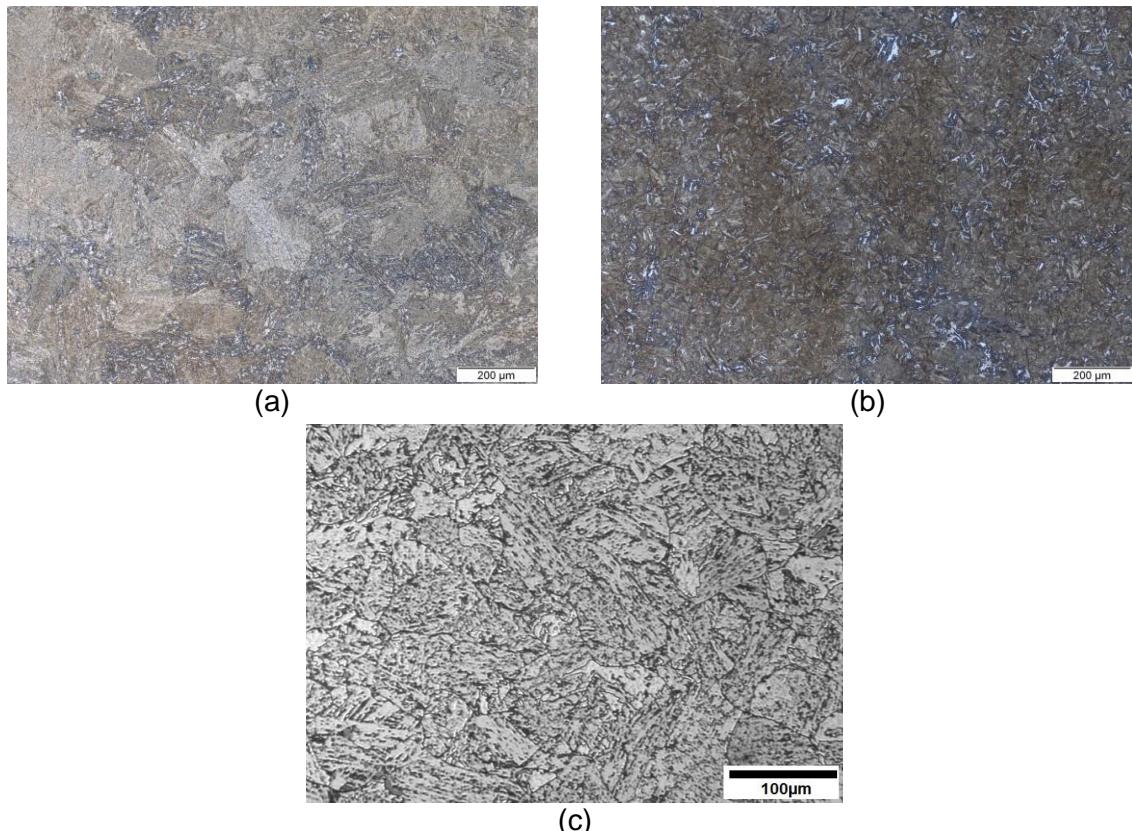


Figura 3.2 – Microestruturas dos aços investigados neste trabalho antes da usinagem: (a) Aço VP ATLAS (bainítico) atacado com nital a 4%; (b) Aço ABNT N2711M (martensítico) e (c) Aço ABNT VP100 (bainítico).

3.2.2 Microdureza

Após as análises metalográficas foram obtidos os valores médios de microdureza para os três aços, antes dos ensaios de retificação. Para isto, foi utilizado um microdurômetro da marca SHIMADZU HMV-2Series, pertencente ao LTM. Após os ensaios de retificação foram novamente determinadas as microdurezas para comparação. Para os ensaios de microdureza foi utilizado um penetrador com ponta de diamante em forma de uma pirâmide de base quadrada, que imprimiu uma carga de 980,7 mN (HV0,1) durante 15 segundos em cada amostra.

Na Tabela 3.2 estão os valores médios das microdurezas e os respectivos desvios padrões para os aços ABNT: VP ATLAS, VP100 e N2711M. Para a análise utilizou-se o valor médio da microdureza com base em cinco indentações, Figs. 3.3: (a), 3.3 (b) e 3.3(c).

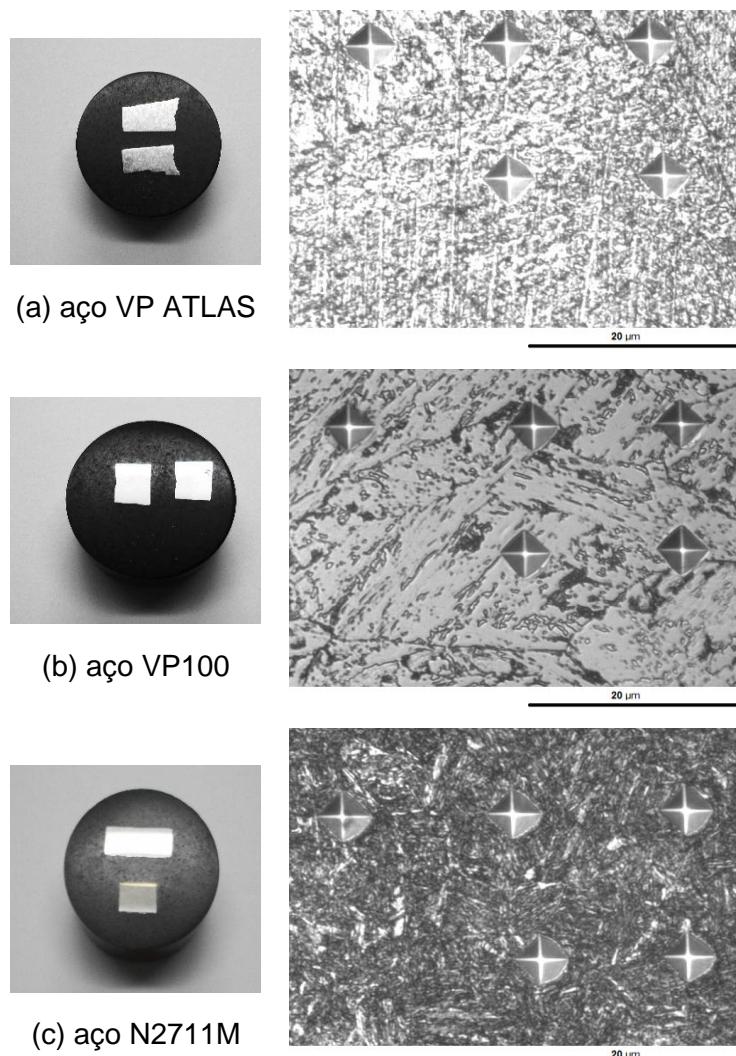


Figura 3.3 – Imagens das amostras embutidas após o polimento e marcas das identações para os aços: (a) VP ATLAS (476 HV), (b) VP100 (471 HV) e (c) N2711M (465 HV), antes dos ensaios de retificação (Próprio autor).

Cujos valores médios de microdureza para os três materiais não apresentaram diferença significativa entre elas.

3.3 Preparação dos corpos de provas

A preparação dos corpos de provas foi necessária para ajustar as dimensões, a planicidade e o paralelismo entre duas superfícies de maior área da peça. As amostras dos três aços foram devidamente preparadas na sequência com auxílio de uma máquina do tipo serra de fita do fabricante FRANHO para o corte das amostras e em seguida de um centro

de usinagem DISCOVERY 760 (ROMI) para o fresamento de faceamento da superfície que seria retificada. Em seguida as amostras foram retificadas na mesma máquina descrita na seção 3.1.1 e com um rebolo de óxido de alumínio, especificação AA46M6V, velocidade de corte igual a 38 m/s, velocidade da peça igual a 5 m/min e penetração de trabalho (a_e) igual a 10 µm por passe até que fosse verificada uma uniforme remoção de material de rebolo em toda a superfície da peça. Em geral esta condição pode ser observada quando há um constante fiscamento durante a operação de retificação. Foi utilizado o fluido de corte emulsionável aplicado via técnica convencional (inundação) com vazão de 8,7 L/min (522 L/h).

O desenho do corpo de prova admitido como padrão utilizado para todas as amostras retificadas e as suas dimensões definitivas é mostrado na Fig. 3.4.

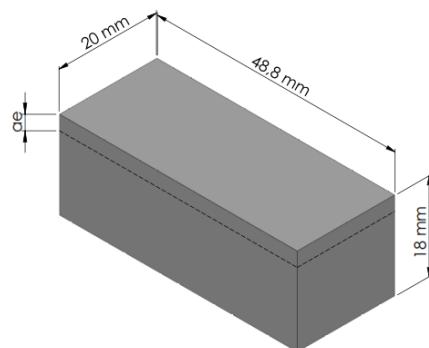


Figura 3.4 – Croqui do corpo de prova com suas dimensões.

3.4 Parâmetros de corte

Os parâmetros de corte que foram utilizados nos ensaios de retificação dos aços ABNT para moldes e matrizes N2711M[®], VP ATLAS[®] e VP100[®] são listados na Tab. 3.3. Estes parâmetros foram mantidos constantes para todos os ensaios.

Tabela 3.2 – Parâmetros de entrada para os ensaios com as técnicas: convencional e MQL.

Velocidade de corte	$V_S = 38 \text{ m/s}$
Velocidade média longitudinal da mesa	$V_{ML} = 10 \text{ m/min}$
Profundidade de corte (a_p)	0,72 mm/final de curso.
Espessura de corte equivalente (h_{eq}) (μm)	0,09; 0,18 e 0,27
Profundidade de dressagem (a_d) (μm)	10
Vazão do fluido para técnica convencional (inundação) (mL/h)	545.000 Pressão de descarga: $1,2 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.
Fluido de corte (sintético)	ME-3 (base vegetal, concentração de 5%).
Vazões do fluido para a técnica MQL (mL/h)	60, 150 e 240
Fluido de corte (Integral)	IORGABIO (base vegetal)

Antes de cada ensaio de retificação foi realizada a operação de dressagem do rebolo. Utilizou-se um dressador de ponta única de diamante sintético de 0,5 quilates e raio de ponta 0,3 mm, do fabricante WINTER. Neste trabalho foi selecionado o grau de recobrimento do rebolo (U_d) igual a 3, valor muito comum em operações de dressagem de rebolos com granulometria *mesh* semelhantes a esta. U_d pode ser calculado pela Eq.(3.1):

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (3.1)$$

Onde b_d é largura de atuação do dressador e S_d é passo de dressagem (S_d).

Uma vez determinado o valor de U_d , é necessário medir o raio de ponta do dressador (r_p) em seguida substituir na Eq. (3.2), para o cálculo da largura de atuação do dressador (b_d):

$$b_d = \sqrt{8 \cdot r_p \cdot a_d} \quad (3.2)$$

Onde a_d a profundidade de dressagem (valor que é ajustado no eixo Z da retificadora plana para que o dressador use o rebolo).

A largura de atuação do dressador pode ser também calculada pela Eq.(3.3):

$$t_D = \frac{L_R \cdot U_d \cdot 60}{n \cdot b_d} \quad (3.2)$$

Onde t_D é o tempo de dressagem (tempo de contato do dressador com o rebolo), L_R é a largura do rebolo e n a rotação do rebolo.

Portanto, se U_d é selecionado previamente, é importante garantir que este valor seja satisfeito durante todos os ensaios de usinagem. Durante a dressagem o raio de ponta do dressador se desgasta fazendo com que seu raio seja aumentado. Para garantir o mesmo valor da largura de atuação do dressador (b_d) é importante ajustar o valor da profundidade de dressagem (a_d) à medida que forem executados os passes de dressagem. Neste trabalho, para $U_d = 3$ e de posse do raio de ponta do dressador (com o auxílio do esteromicroscópio SZ6145TR – OLYMPUS do LEPU), com a largura de atuação do dressador e com o passo de dressagem, foi obtido o valor da profundidade de dressagem ($a_d = 10 \mu\text{m}$).

O final de cada ensaio ocorreu quando se retirou $120 \mu\text{m}$ de material na altura do corpo de prova, indicada por Δe na Fig. 3.4. Ao fazer o produto de Δe pelo comprimento e largura da peça ($0,12 \text{ mm} \times 48,8 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$) resulta no volume de material removido de aproximadamente 117 mm^3 .

3.5 Fluidos de corte e técnicas de aplicação

Foram utilizadas duas técnicas de aplicação de fluido de corte, convencional e MQL, e para cada uma foi utilizado um fluido de corte diferente. Ambos são considerados ecologicamente corretos.

Para a técnica convencional, utilizou-se um fluido de corte sintético de base vegetal, especificação ME-3, com pH de 8,9 (característica básica), da fabricante TAPMATIC do BRASIL Ind. e Com. Ltda. Ele é uma emulsão (óleo-em-água) que foi adicionado à água a uma concentração de 5% (verificada periodicamente com um refratômetro). Esta concentração foi selecionada com base na recomendação técnica do fabricante para a operação de retificação. Este fluido é isento de: nitrito, fenóis, enxofre, cloro e metais pesados. Foi utilizado o próprio bocal da retificadora que tangencia o rebolo (Figura 3.5) que confere uma vazão de 545 L/h (545.000 mL/h) com pressão de descarga, próxima da pressão atmosférica ($1,2 \times 10^5 \text{ N/m}^2$). Durante a aplicação do fluido de corte nestas condições, observou-se a formação de espuma.



Figura 3.5 – Imagem de posicionamento do bocal durante a retificação de uma amostra do aço ABNT N2711M pela técnica convencional com a vazão do fluido de corte igual a 545 L/h (Próprio autor).

Os ensaios com a técnica MQL foram realizados com um óleo integral de base vegetal, especificação IORGABIO MQL SPECIAL, do fabricante IORGA ÓLEOS E PROTETIVOS INDUSTRIAIS LTDA. Este fluido é biodegradável e contém aditivos. Foram testadas para esta técnica as vazões de 60, 150 e 240 mL/h. Para garantir a chegada simultânea do ar comprimido e do óleo de corte, um bocal semelhante ao original da retificadora foi fabricado, para direcionar a mistura à zona de corte. A geometria e detalhes construtivos deste bocal são apresentados nas Figs. 3.6(a) e 3.6 (b), respectivamente.

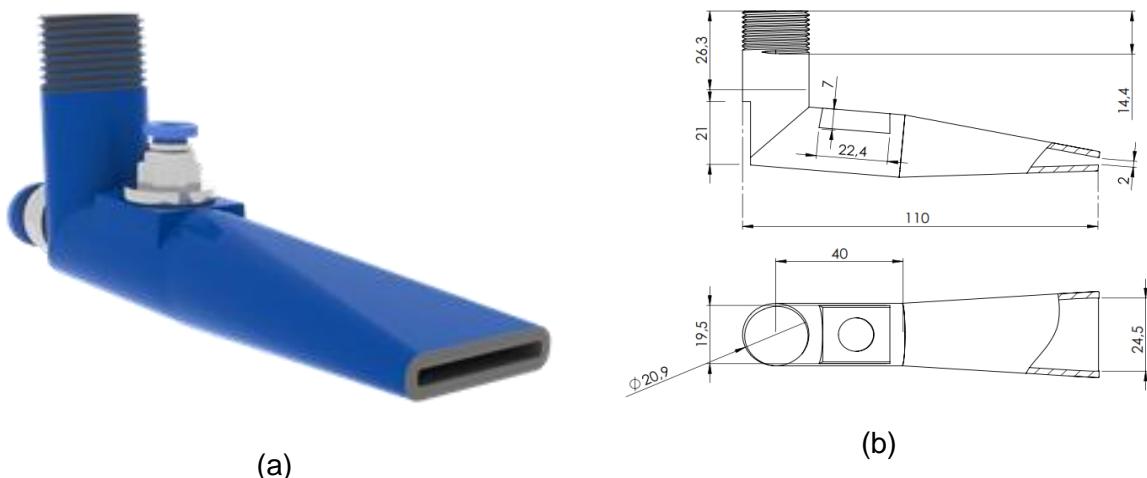


Figura 3.6 – Bocal do tipo chato utilizado nos ensaios com a técnica MQL: (a) vista em perspectiva, (b) vista épura do bocal (dimensões mm).

A disposição da montagem do sistema rebolo-peça-bocal para a usinagem com a técnica MQL e a bomba de seringa, são apresentadas nas Figs. 3.7 (a), 3.7 (b) e 3.7 (c).

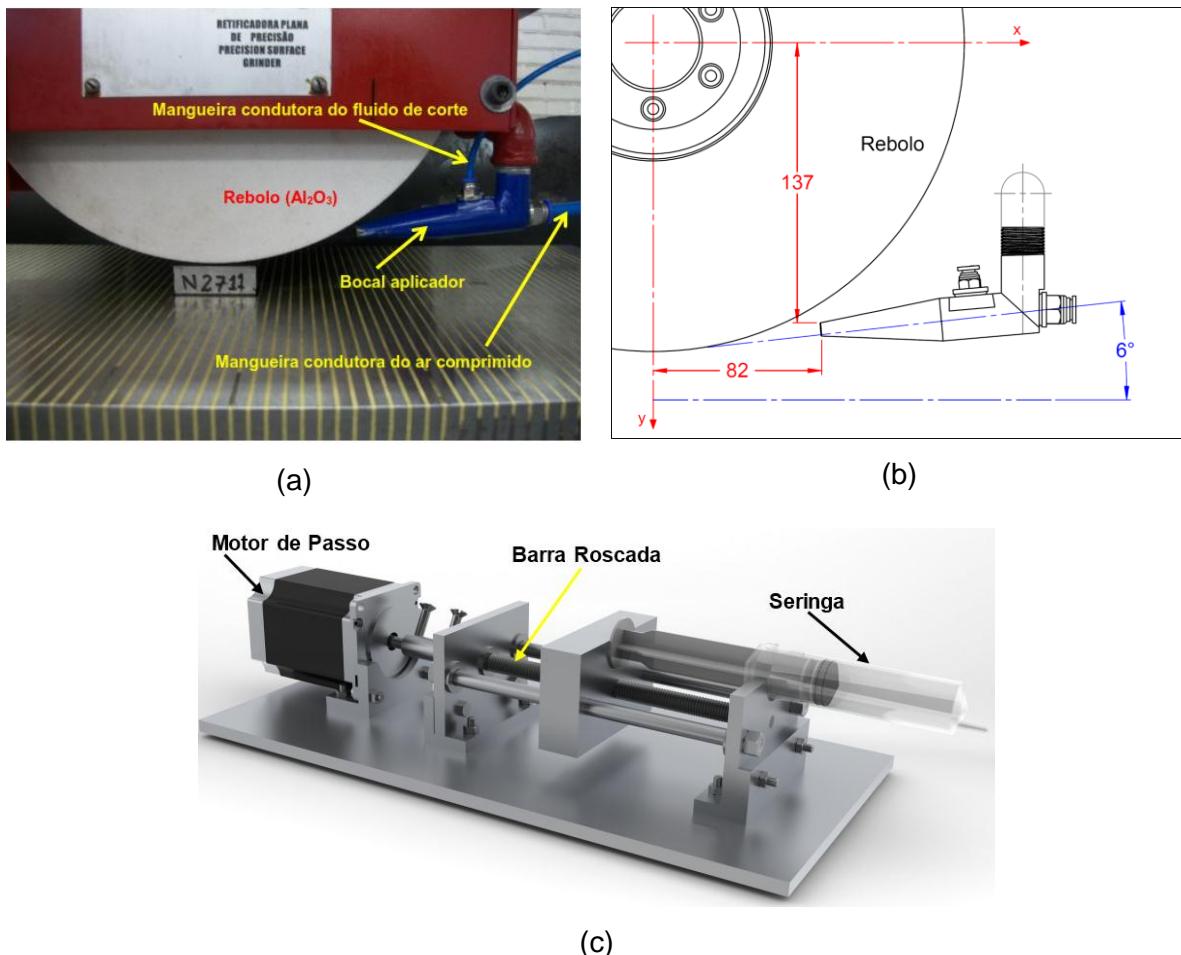


Figura 3.7 – (a) Sistema rebolo-peça-bocal utilizado na retificação com a técnica MQL, (b) coordenadas e detalhes do posicionamento do bocal em relação ao centro do eixo – árvore da máquina ferramenta e (c) bomba de seringa desenvolvida para aplicação do fluido de corte via técnica MQL.

Em todos os ensaios atentou-se em garantir que os bocais utilizados tanto com a técnica convencional quanto na técnica MQL fossem sempre posicionados na mesma distância em relação ao centro do eixo – árvore da retificadora, e com isso eliminar a influência desta variável sobre o processo de retificação.

Além do bocal para a técnica MQL, foi projetada e construída uma bomba de seringa para esta pesquisa, com o propósito de facilitar o ajuste de vazão do óleo que era pulverizado pelo fluxo de ar comprimido que chegava ao bocal.

Para controlar a vazão, utilizou-se uma placa arduino com programação adequada ligada a um potenciômetro que ajusta a vazão desejada.

3.6 Medição da rugosidade

Os parâmetros de rugosidade R_a , R_z , R_q e R_t foram adquiridos por meio de um rugosímetro portátil SJ201 P/M da marca *MITUTOYO*, com resolução de 0,01 μm e a agulha de diamante do apalpador, com raio de ponta de 5 μm . Foi utilizado um *cut-off* de 0,8 mm, de acordo com a norma NBR ISO 4287 (2002) para todas as medições.

Serão apresentados no Capítulo IV apenas os resultados para o parâmetro de rugosidade R_a , uma vez que este parâmetro é muito utilizado em trabalhos científicos, além ser aplicável à maioria dos processos de fabricação.

Este parâmetro é empregado para avaliar superfícies que apresentam sulcos resultantes do processo de usinagem que são bem orientados, como é o caso do processo de retificação. Os resultados obtidos para os outros parâmetros estão apresentados no Apêndice.

Antes de cada medição a superfície retificada foi limpa com um jato de ar com pressão de 0,3 MPa, para retirar os resíduos provenientes do processo. A peça foi mantida fixa pelo campo magnético da mesa da retificadora durante a limpeza.

Todas as peças foram mantidas na mesma posição em que foram inicialmente retificadas para a medição dos parâmetros de rugosidade.

Para efeito estatístico, foram realizadas quatro medições para os parâmetros de rugosidade, os quais foram adquiridos em quatro seções distintas indicadas pelas letras d, a, b e c da Fig.3.8 e em uma direção perpendicular à direção de retificação.

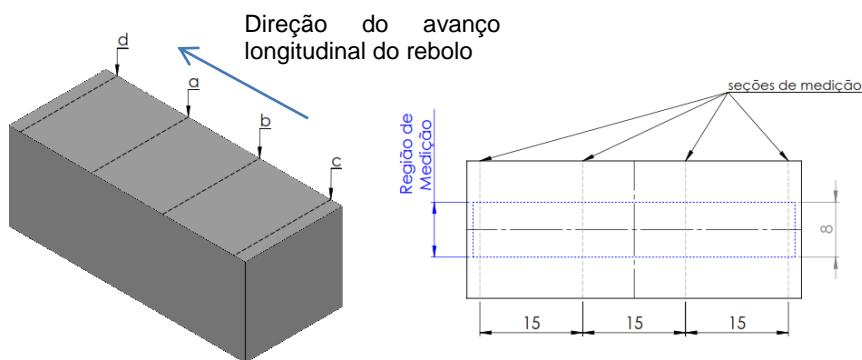


Figura 3.8 – Posicionamento das linhas imaginárias perpendiculares à direção de retificação para a medição dos parâmetros de rugosidades (dimensões em mm).

3.7 Medição das tensões residuais

A tensometria por difração de raios-X é um método consolidado e eficaz na determinação das tensões residuais e aplicada aos materiais cristalinos. Esta técnica permite qualificar e quantificar em magnitude as tensões residuais superficiais existentes em uma dada região do material.

Para as amostras retificadas os valores das componentes das tensões residuais foram adquiridos nas direções: transversal (perpendicular à direção de retificação) e longitudinal (na direção da retificação) como estão indicadas na Fig. 3.9.

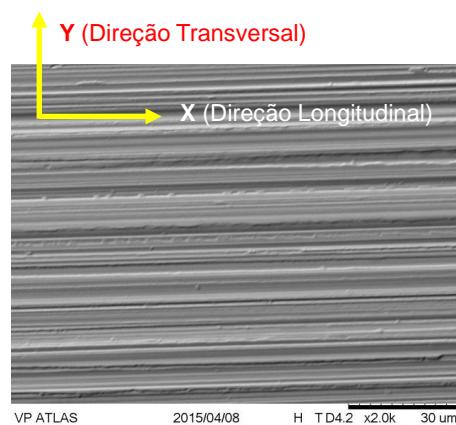


Figura 3.9 – Imagem da superfície retificada com a indicação das direções adotadas para as componentes da tensão residual adquiridas.

Ressalta-se que neste trabalho não será realizada nenhuma abordagem sobre os cálculos para a obtenção do valor da tensão residual superficial, uma vez que o equipamento tem um software capaz de efetuar todos os cálculos relacionados com a deformação dos cristais e fazer todas as considerações referentes às medidas de posicionamento do colimador.

As medições das tensões residuais foram realizadas no Laboratório de Análise de Tensões – LAT, do Departamento de Engenharia Mecânica da UFF, utilizando a técnica da tensometria por difração de raios-X, pelo método $\sin^2\psi$, difratando o plano (211). O instrumento para medição foi um analisador de tensões da marca XStress3000 (Figura 3.10) do fabricante STRESSTECH. Ele é constituído por um tubo compacto de raios-X acoplado a um goniômetro montado sobre tripé. Através do software que acompanha o equipamento é recomendável selecionar no mínimo 5 ângulos de inclinação (ψ). Após a determinação dos valores de pico de difração relativos a cada um dos ângulos (ψ) escolhidos, é determinado o declive da curva que se ajusta a esses pontos e o valor da tensão, bem como a incerteza

subjacente. O analisador de tensões possui colimadores dos feixes de raios-X com diâmetros entre 1,0 a 3,0 mm e a distância entre o goniômetro e o ponto de medição no material analisado é ajustado automaticamente com $\pm 0,003$ mm de precisão.

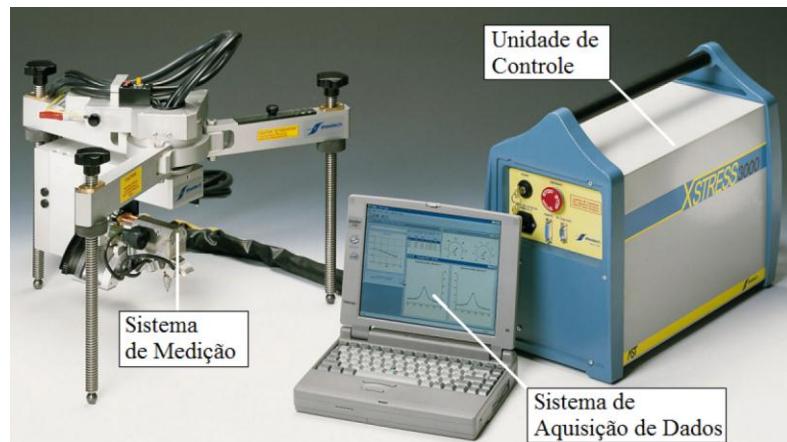


Figura 3.10 – Analisador de tensões residuais XStress3000 e acessórios.

Os parâmetros utilizados para ajustar o analisador de tensões residuais e realizar as medições estão apresentados na Tab. 3.4.

Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados no sistema de medição das tensões residuais.

Diâmetro do colimador (mm)	2,0
Ângulo de incidência (2θ)	156,4°
Plano de difração	(211)
Radiação	Cr K α
Corrente (mA)	6,7
Tensão (kV)	30
Inclinação ψ	0°, 20°, 30°, 40° e 45°
Tempo de medição (min)	10

3.8 Análise subsuperficial das amostras retificadas

Duas análises subsuperficiais foram realizadas, uma com relação aos valores de microdureza e outra de metalografia.

Uma das principais funções desta etapa é obter o perfil de microdureza e correlacionar com a camada abaixo da superfície retificada, para avaliar se houve ou não alteração microestrutural e qual o nível de dano térmico para as diferentes condições de lubrificação/refrigeração a que foram submetidas neste trabalho.

Para a geração do perfil de microdureza a partir da posição de 20 µm abaixo da borda da superfície retificada, toda a face foi devidamente preparada pela técnica de metalografia. Para isso foram utilizadas lixas de carboneto de silício com granulometria mesh na sequência 80 a 1200. Em seguida a face foi polida em uma politriz com pasta de alumina com tamanho de grãos de 0,3 e 0,1 µm, respectivamente. As operações de lixamento e de polimento foram realizadas no Laboratório de Apoio a Fabricação (LAF) da FEMEC – UFU.

Para a medição da microdureza foi utilizado um microdurômetro da marca SHIMADZU – séries HMV-2 pertencente ao Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da FEMEC – UFU, aplicando uma carga de 490,3 mN por um período de 15 segundos.

A primeira medição de microdureza foi feita na posição de 20 µm abaixo da borda da superfície retificada na face preparada, enquanto as outras nove aquisições de valores de microdurezas foram obtidas acrescentando 20 µm à primeira aquisição, até atingir a profundidade 200 µm, a partir daí se fez uma última medição a 3 mm da borda da superfície retificada. Na Figura 3.11é apresentada a estratégia de medição do perfil de microdureza das amostras após o processo de retificação.

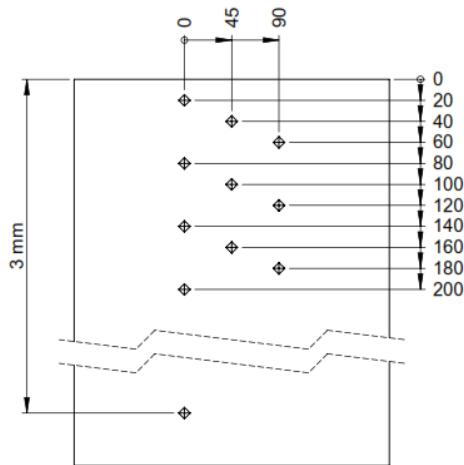


Figura 3.11 – Esquema para o posicionamento das identações na superfície onde faz a medição da microdureza (dimensões em µm).

Para a observação e análise das superfícies das peças após a retificação foi utilizado um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), modelo TM 3000 – TABLETOPMICROSCOP, do fabricante Hitachi, que permite ampliação até 30.000 vezes. Este equipamento está disponível no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU). É importante ressaltar que neste trabalho todas as imagens adquiridas via MEV das superfícies retificadas, foram ampliadas de 2000x, para posterior análise.

Para as análises qualitativas de elementos químicos presente em alguma região da superfície retificada foi utilizado o equipamento de espectroscopia de energia dispersiva (EDS) com um detector marca HITACHI, modelo SWIFTED 3000. O equipamento para EDS usa-se para análise qualitativa, não sendo apropriado para estabelecer porcentagens exatas dos elementos observados.

3.9 Potência Elétrica

As medições da potência elétrica do motor de acionamento do eixo árvore durante a operação de retificação foram obtidas através dos valores de tensão elétrica e corrente elétrica que alimentam e circulam no motor de indução trifásico (2,25 kW de potência nominal), monitorados por dois sensores de efeito Hall em cada fase, um para a tensão elétrica e outro para a corrente elétrica. Foram monitorados os sinais de potência elétrica apenas para os ensaios com o rebolo de óxido de alumínio por ser este o rebolo recomendado para a retificação de aços e por este ter sido o rebolo empregado nos ensaios preliminares.

Para a medição da corrente elétrica foi empregado um sensor HAS 50-600S que circunda o fio condutor e capta o campo magnético gerado pela passagem da corrente elétrica pelo condutor e converte a informação do campo em tensão elétrica, uma vez que a amplitude da tensão elétrica de Hall é dependente da corrente elétrica e consequentemente do campo magnético gerado.

E à medição da tensão elétrica foi usado o sensor LV-20p, que foi colocado em paralelo à diferença de potencial (ddp) que seria medida.

Os sinais elétricos captados pelos sensores e transdutores foram convertidos de forma apropriada para o equipamento de aquisição, neste caso um conversor analógico-digital (A/D), sendo que o condicionamento de sinal também foi responsável pela energização do transdutor.

Os sinais de baixa intensidade foram amplificados para melhorar a resolução dos mesmos e reduzir os ruídos, para isto, foi montado um circuito para cada sensor com o uso de amplificadores operacionais, capacitores e resistores.

Para a transferência de dados para o computador foi usado um conversor A/D que é um *hardware* responsável pelas entradas e saídas de sinais em sequência. Para tal, foi utilizada uma placa NI 6001, da NATIONAL INSTRUMENTS, que converte o sinal analógico em digital a uma taxa de aquisição de 20 kS/s, dividido em 6 canais e 12 bits. Para o tratamento dos sinais foi utilizado um *Software LabView*, da empresa *National Instruments*.

Ele permite realizar as operações matemáticas de acordo com a calibração para cada placa, salvando os dados adquiridos e gerando gráficos.

Os parâmetros de corte usados durante a medição da potência elétrica foram os mesmos utilizados nos ensaios feitos de retificação com as técnicas: convencional e MQL, estes parâmetros estão na Tab. 3.3.

3.10 Variáveis de entrada de saída investigadas

A relação de todas as variáveis de entrada e de saída investigadas neste trabalho são apresentadas na Tab. 3.4.

Tabela 3.4 – Variáveis de entrada e de saída investigadas neste trabalho. X: ensaio realizado.

			VARIÁVEIS DE ENTRADA		VARIÁVEIS DE SAÍDA						
			Material	Rapido	a_s (μm)	Técnica de aplicação do fluido	Rugosidade (R_a , R_z , R_{q_e} , R_t)	Microdureza	Imagen da superfície retificada	Tensão Residual	Potência elétrica
VP100	N2711M	SiC	Al_2O_3	20	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			Al_2O_3	40	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			Al_2O_3	60	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
VP ATLAS	N2711M	SiC	Al_2O_3	20	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			Al_2O_3	40	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			Al_2O_3	60	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
VP100	SiC	Al_2O_3	20	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			40	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			60	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
VP ATLAS	SiC	Al_2O_3	20	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			40	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X
			60	Jorro 545 l/h	X	X	X	X	X	X	
					MQL 60 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 150 ml/h	X	X	X	X	X	X
					MQL 240 ml/h	X	X	X	X	X	X

Em que "X" significa ensaio realizado.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÃO

A apresentação dos resultados está subdividida em duas etapas. Na primeira etapa são serão apresentados os resultados obtidos após a retificação com o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3), enquanto que na segunda etapa, os resultados após a retificação com o rebolo de carbeto de silício (SiC). Em uma sessão a parte, ao final do capítulo IV, serão apresentados os resultados da potência elétrica específica obtida durante a retificação com o rebolo de óxido de alumínio apenas, por este rebolo ser aquele recomendado pelo fabricante para retificação de aços em geral.

4.1 Ensaios de retificação com o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3)

A seguir serão apresentados e discutidos os resultados relativos aos parâmetros de rugosidade (Ra), a microdureza, a tensão residual superficial e a topografia da superfície via MEV das amostras retificadas, em diferentes condições de corte para os três aços estudados (ABNT VP100[®], VP ATLAS[®] e N2711M) neste trabalho.

4.1.1 Resultados para o Aço ABNT N2711M com rebolo de Al_2O_3

4.1.1.1 *Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente.*

Na Figura 4.1 (a) são mostrados os valores do parâmetro de rugosidade média Ra após cada passe da retificação, enquanto que na Fig. 4.1 (b) estão os valores médios ao final dos ensaios de retificação (quando foi atingida a retirada total de 0,12 mm na altura de cada amostra) para ambas as técnicas de aplicação de fluido de corte (convencional e MQL) em função da espessura de corte equivalente (h_{eq}).

Para o acompanhamento passe a passe, ao usinar com a menor espessura de corte equivalente, observa-se a geração de uma superfície cujo valor do parâmetro Ra foi diminuindo até o quinto passe. Seguida de uma leve elevação no sexto passe. Uma hipótese que explica a razão da rugosidade ter sido mais elevada após o primeiro passe de usinagem, está no fato da maior agressividade do rebolo neste momento. O fato dos grãos estarem mais afiados geram sulcos mais profundos. Há que se considerar que as demais variáveis de entrada, tenham sido mantidas constantes, em relação ao rebolo, do início ao fim do ensaio. Segundo Rowe (2014), a rugosidade depende principalmente do rebolo empregado e do processo de dressagem.

Ao usinar com o primeiro passe com espessura equivalente de corte de $0,18\mu\text{m}$ observou-se um maior valor do parâmetro Ra em relação às outras h_{eq} . Porém para a maior espessura de corte equivalente, os dois passes geraram um parâmetro de Ra com valores muito próximos.

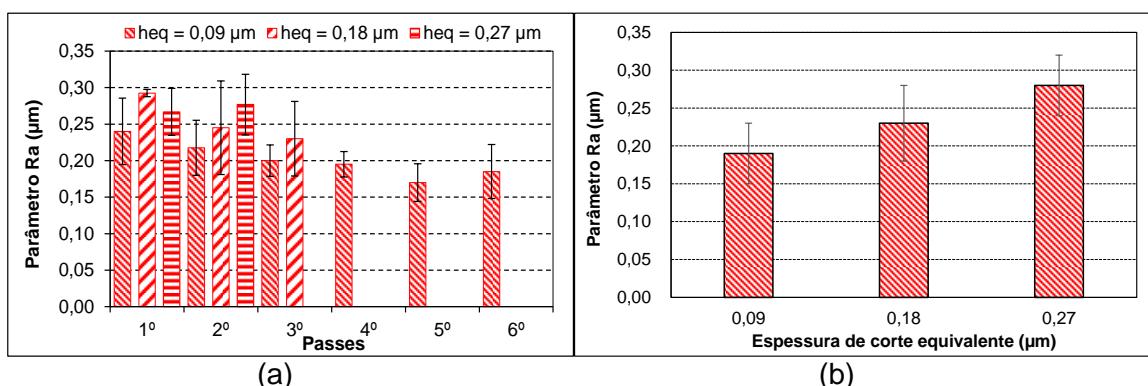


Figura 4.1 – Parâmetro Ra para aço ABNT N2711M após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.

Da Figura 4.1 (b) nota-se uma tendência de aumento para os valores do parâmetro Ra em função da espessura de corte equivalente. Resultado esse esperado, conforme Malkin, Guo (2008) e Marinescu (2007). A espessura de corte equivalente é dependente apenas da penetração de trabalho (v_s e v_w foram constantes). O aumento na penetração de trabalho implica em maior área de contato dos grãos do rebolo com a peça e consequentemente em maior deformação plástica, elevação das forças de corte e deterioração do acabamento (Marinescu *et al.*, 2004). As barras de dispersões estão elevadas para condições menos severas de usinagem, h_{eq} inferior a $0,18\mu\text{m}$. Infere-se que após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL com diferentes vazões e várias espessuras de corte equivalente,

não houve uma diferença estatisticamente significante nos valores de rugosidade (parâmetro Ra).

Nas Figuras 4.2 (a) e 4.2 (b) são apresentados os valores médios do parâmetro Ra ao término de cada ensaio com a técnica MQL e vazão 60 mL/h.

Pelos resultados da Fig. 4.2 (a), embora todos os valores de rugosidade estejam abaixo de 0,35 μm , observa-se que em geral a rugosidade sofreu maior oscilação quando se empregou a menor espessura de corte equivalente ($h_{\text{eq}} = 0,09 \mu\text{m}$). As outras espessuras de corte equivalente apresentaram quedas superiores, em seus valores, com a progressão da usinagem. Ao contrário, dos valores anteriormente observados. Sabe-se da literatura específica que o efeito macroscópico do processo abrasivo é o somatório de eventos microscópicos que ocorrem entre cada aresta de corte e o material. Neste sentido, nos passes iniciais de usinagem, o rebolo ainda possui grãos que não estão totalmente alinhados com os demais, de forma que não há total anulação das deformações do sistema rebolo-máquina-peça, o que reflete negativamente no acabamento da peça. Com a progressão da usinagem, o rebolo tende a anular as deformações citadas, melhorando o acabamento.

Esta tendência foi confirmada nos resultados da Fig. 4.2 (b). Ao se comparar a média dos resultados de rugosidade obtidos no último passe para as diferentes espessuras de corte equivalente, não é possível inferir que há diferença estatística significativa entre eles. Sendo que os valores de Ra se situaram abaixo de 0,22 μm para todos os ensaios.

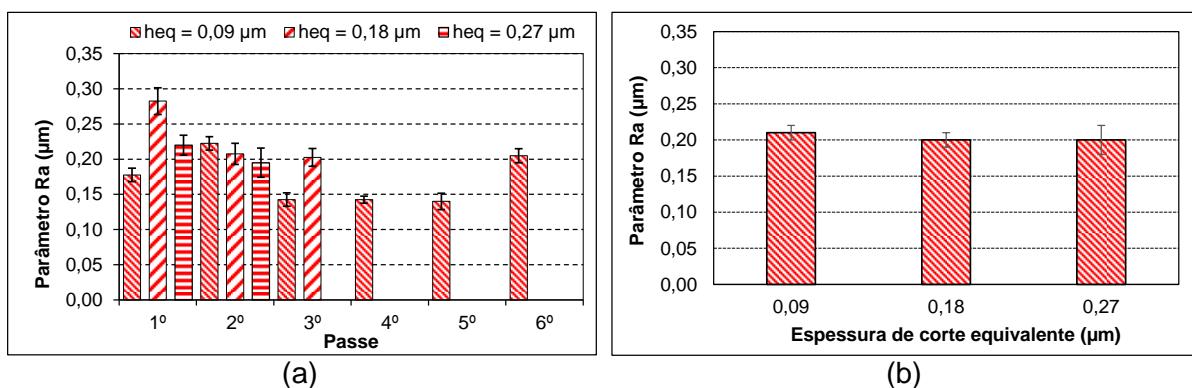


Figura 4.2 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Segundo Malkin e Guo (2008), o aumento da espessura de corte piora o acabamento pelo incremento na espessura do cavaco gerado. Entretanto, os resultados obtidos não apresentaram este comportamento esperado. Uma hipótese para tal fenômeno está na melhoria proporcionada pela técnica MQL que pode ter facilitado à penetração do

óleo na interface rebolo-peça e garantido melhor lubrificação nestas condições. Com isso, houve diminuição do coeficiente de atrito e possível redução das forças de corte, o que refletiu positivamente no acabamento. Neste caso para os dados da Fig. 4.2 (b), o benefício proporcionado pela técnica MQL foi garantia do parâmetro Ra abaixo 0,22 μm mesmo após a usinagem em condições mais severas com $h_{\text{eq}} = 0,22 \mu\text{m}$, que representa o valor de penetração de trabalho (a_e) igual a 60 μm (Tabela 3.3), portanto, implicando em menos passes de retificação, menor tempo de usinagem e, consequentemente, maior produtividade.

Na Figura 4.3 são apresentados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra no último passe em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}), após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão igual a 60 mL/h. Os valores de Ra obtidos após a usinagem com a técnica MQL foram em geral inferiores aos obtidos com a técnica convencional. Independentemente do h_{eq} empregado houve uma redução em torno de 28% em média no Ra. Quando se empregou, a técnica MQL na condição mais agressiva ($h_{\text{eq}} = 0,27 \mu\text{m}$) em relação à técnica convencional, considerado outro ponto positivo demonstrado nesta técnica.

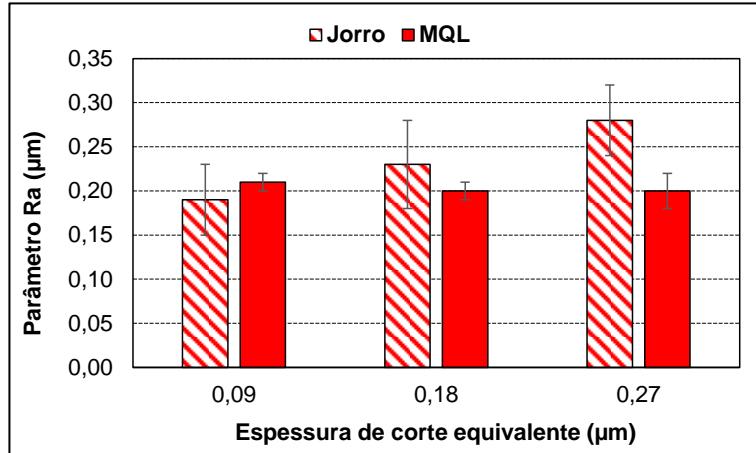


Figura 4.3 – Parâmetro de rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

Nas Figuras 4.4 (a) e 4.4 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço ABNT N2711M ao fim de cada passe da retificação. Obteve-se a média dos valores ao final dos ensaios, respectivamente, para diferentes espessuras de corte equivalente. E com a técnica MQL com vazão igual a 150 mL/h.

Da Figura 4.4 (b) nota-se que os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra aumentaram significativamente em função das espessuras de corte equivalente, como

citado na literatura específica, por exemplo, por Malkin e Guo (2008) e Marinescu (2007). Estes autores afirmam que o aumento da espessura de corte equivalente (que neste caso foi devido ao aumento da penetração de trabalho) faz com que um número maior de grãos abrasivos entre em contato com a superfície da peça, consequentemente, implicando em maior deformação plástica na superfície, nas camadas subsuperfície da peça e elevação dos esforços de corte. Com isso, maior será o calor gerado na interface. Por sua vez irá elevar a temperatura na região que os grãos estão em contato. Desta forma, parte do material da peça deformado plasticamente é empurrado na superfície para os lados pelo grão abrasivo (fluxo de material para a lateral). A quantidade de material será tanto maior quanto maior for à penetração de trabalho, bem como a largura e profundidade dos sulcos formados pelos grãos abrasivos na peça. Tudo isso afeta a textura e a rugosidade das superfícies.

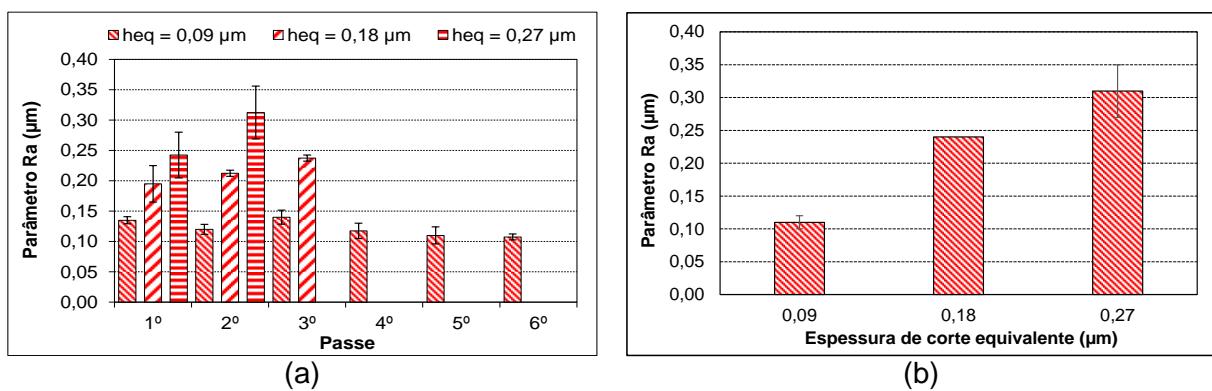


Figura 4.4 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.5 são apresentados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra no último passe em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}) após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão igual a 150 mL/h. De um modo geral, os valores de rugosidade Ra aumentaram com a espessura de corte equivalente, independente da técnica de aplicação de fluido empregada. Estes resultados diferiram do observado nos resultados de comparação entre Ra obtidos entre a técnica convencional e MQL com vazão de 60 mL/h (Figura 4.3). Obtiveram-se os resultados de Ra com a vazão de 150 mL/h (MQL) ligeiramente superiores aos proporcionados pela usinagem com a técnica convencional, com h_{eq} superiores a 0,09 μm. No entanto, um ponto positivo ao usinar com esta vazão, foi o fato de se ter proporcionado o menor valor de Ra. Sendo cerca de 45% menor na retificação em condição mais branda, $h_{eq} = 0,09 \mu m$, em relação com a técnica convencional.

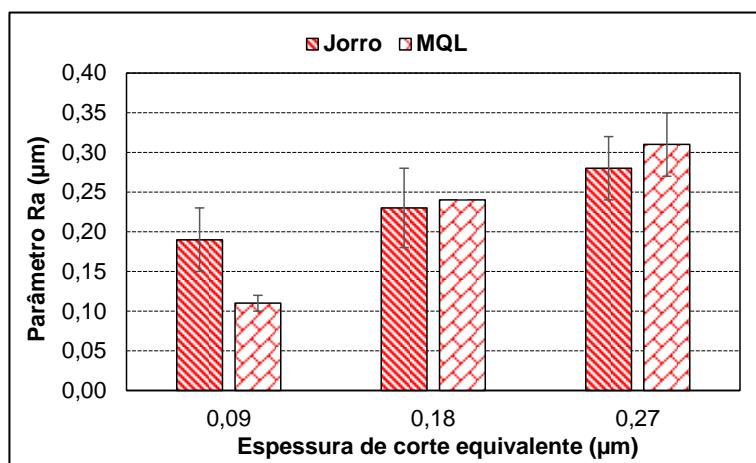


Figura 4.5 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.

Barili *et al.* (2014) recentemente conduziram um estudo em retificação cilíndrica do aço VP50 (empregado na fabricação de moldes para conformação de polímeros termoplásticos): com o rebolo de óxido de alumínio em várias condições de corte e com as técnicas convencional e MQL de aplicação de fluido de corte. Dentre vários parâmetros de saída, eles avaliaram a rugosidade e observaram que a técnica MQL proporcionou resultados tão satisfatórios quanto a técnica convencional de lubri-refrigeração. Eles atribuíram o bom acabamento proporcionado pela técnica MQL à velocidade de mistura ar-óleo que penetra na região de corte com a mesma velocidade do rebolo. Desta forma quebrando a barreira aerodinâmica do ar em torno do rebolo e permitindo a chegada da mistura ar-óleo e melhorando a refrigeração na região de contato.

Nas Figuras 4.6 (a) e 4.6 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço ABNT N2711M ao fim de cada passe da retificação. Com a média dos valores ao final dos ensaios, respectivamente, para diferentes espessuras de corte equivalente. E com a técnica MQL com vazão igual a 240 mL/h. Da Figura 4.6 (a) nota-se que, em geral, ao usar com esta vazão os resultados de rugosidade se mantiveram mais estáveis. Como também sofreram menor influência do número de passes. Independente da espessura de corte equivalente testada, em comparação com os resultados obtidos, após a usinagem com as outras vazões de 60 mL/h e 150 mL/h, (Figuras 4.2 (a) e 4.4 (a)), respectivamente. Da Figura 4.6 (b) nota-se ainda que a rugosidade Ra aumentou com a espessura de corte equivalente. Semelhante ao que foi observado, quando se empregou a técnica MQL com vazão de 150 mL/h (Figura 4.4 (b)). Em que os valores para estas duas vazões estão muito próximos. Ao comparar estas duas vazões (150 mL/h e 240 mL/h), quanto ao quesito rugosidade (Ra), por requerer um menor volume de fluido de corte, é possível inferir que seria mais vantajoso empregar a técnica MQL com vazão igual a 150 mL/h para a retificação

do aço ABNT N2711M. Mas ao comparar estes resultados (Figura 4.6 (b)) com aqueles obtidos para a menor vazão igual a 60 mL/h, os benefícios ainda são maiores com esta última. Destes resultados é possível, portanto, inferir que a rugosidade Ra no aço ABNT N2711M diminuiu com a redução da vazão de fluido de corte ao se empregar a técnica MQL.

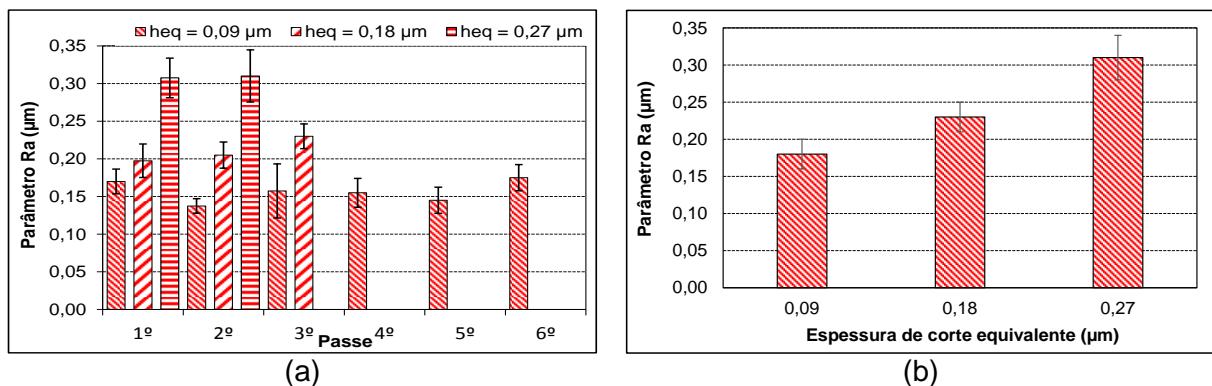


Figura 4.6 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.7 são apresentados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra no último passe em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}) após a usinagem com as técnicas convencional e MQL, com vazão igual a 240 mL/h. Nota-se que não há uma diferença estatística significativa entre os valores de Ra ao se empregar estas duas técnicas. Estes resultados demonstram que mesmo que seja empregada uma vazão do fluido considerada no limite para a técnica MQL, ainda assim foram notados ganhos em termos de redução de volume de fluido de corte, em relação à técnica convencional.

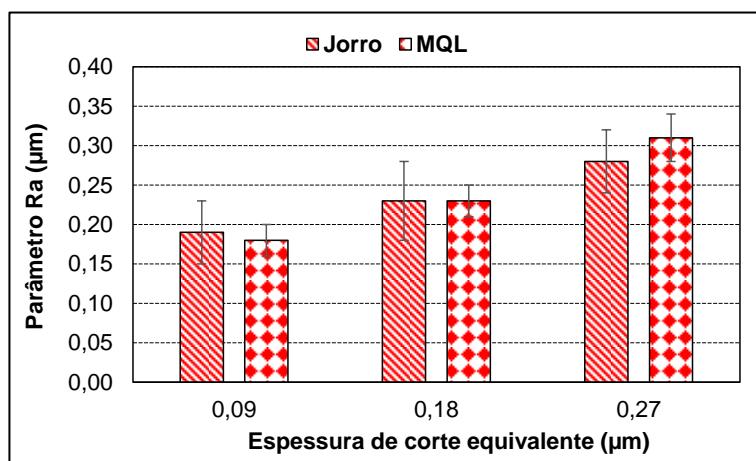


Figura 4.7– Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

4.1.1.2 *Imagens das superfícies de aço N2711M após retificação com rebolo de óxido de alumínio com a técnica convencional e em diferentes condições de corte*

Nas Figuras 4.8 (a) a (c) são apresentadas as topografias das superfícies retificadas e adquiridas via MEV. Observa-se que a usinagem com a menor penetração de trabalho, que implica em menor espessura de corte equivalente gerou uma superfície com sulcos mais uniformes que aqueles gerados nas demais condições de corte, pelas demais penetrações de trabalho. E quanto mais profundas forem estas marcas, maiores foram os valores de rugosidade da superfície (Figura 4.8 (c)). Nota-se que a rugosidade Ra aumentou com a espessura de corte equivalente, de forma semelhante ao registrado quando se empregou a técnica MQL com vazão de 150 mL/h (Figura 4.4 (b)), e que os valores para estas duas vazões estão muito próximas. Ao comparar estas duas vazões, seria mais vantajoso empregar a técnica MQL com vazão igual a 150 mL/h para a retificação do aço ABNT N2711M. Quanto ao quesito rugosidade (Ra) por requerer um menor volume de fluido de corte. Mas ao comparar estes resultados (Figura 4.8 (c)) com aqueles obtidos para a menor vazão igual a 60 mL/h, os benefícios ainda são maiores com esta última. Destes resultados é possível, portanto, inferir que a rugosidade Ra no aço ABNT N2711M diminuiu com a redução da vazão de fluido de corte ao se empregar a técnica MQL. Observa-se ainda nestas Figuras, que a usinagem, com o fluido de corte aplicado em abundância e tangente ao rebolo, contribuiu para a limpeza tanto do rebolo quanto da peça. Com a ausência de material aderido na superfície da peça ao final dos ensaios, nenhuma trinca de aspecto visual foi notada nas superfícies após a usinagem nestas condições investigadas.

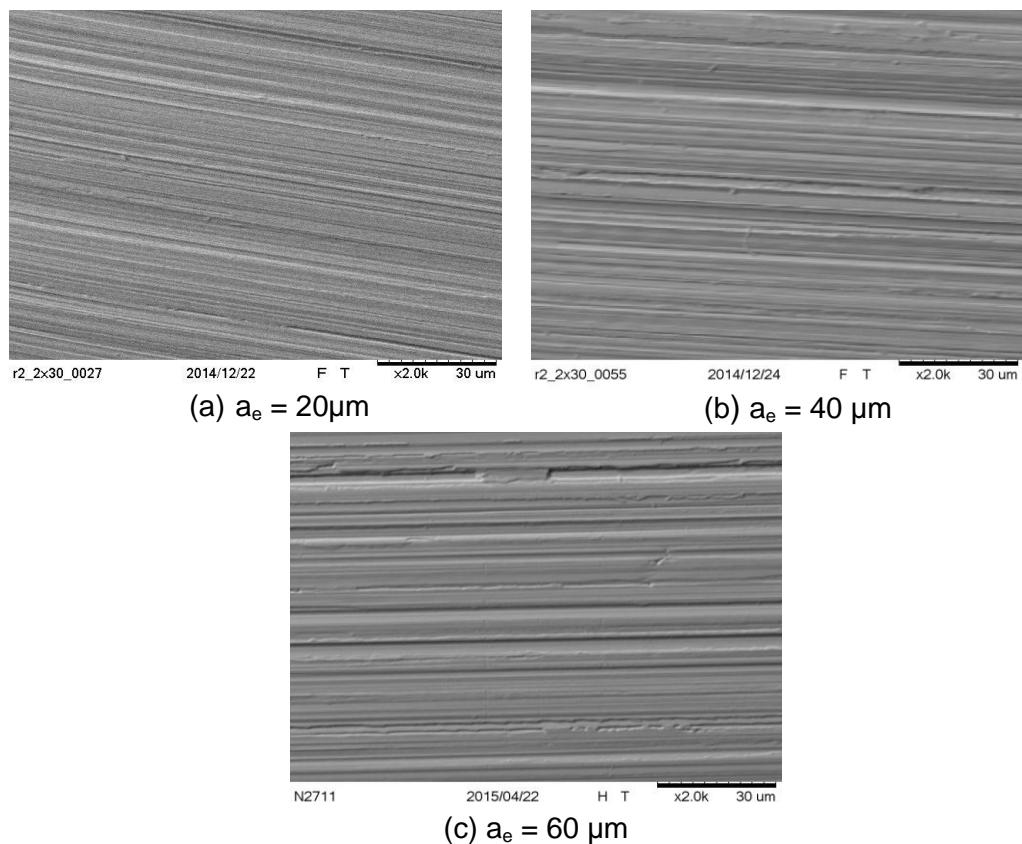


Figura 4.8 – MEV das superfícies retificadas das amostras de aço N2711M com a técnica convencional após o último passe em diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 μm ; b) após três passes de 40 μm ; c) após dois passes de 60 μm .

4.1.1.3 *Imagens das superfícies do aço N2711M após retificação com rebolo de óxido de alumínio com a técnica MQL com diferentes vazões*

As imagens a seguir foram adquiridas via MEV de regiões próximas ao centro das superfícies retificadas do aço ABNT N2711M com rebolo de óxido de alumínio após o último passe para cada uma das três penetrações de trabalho com a técnica MQL para diferentes vazões.

Nas Figuras 4.9 (a) a 4.9 (c) são mostradas as topografias das superfícies retificadas com a técnica MQL com uma vazão de 60 mL/h. Nota-se de todas as superfícies retificadas que não há diferença significativa na textura das superfícies, que possuem a mesma aparência morfológica. O que corrobora para justificar os valores muito próximos adquiridos para o parâmetro de rugosidade Ra registrados, nestas condições conforme está apresentado na Fig. 4.2. Embora não tenham sido observadas trincas aparentes sobre as superfícies retificadas, as condições investigadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h, pode se observar pequenas partículas de material da peça em várias regiões da superfície

retificada. Com destaque para aquela superfície gerada após a retificação, com a maior penetração de trabalho Fig. 4.9 (c).

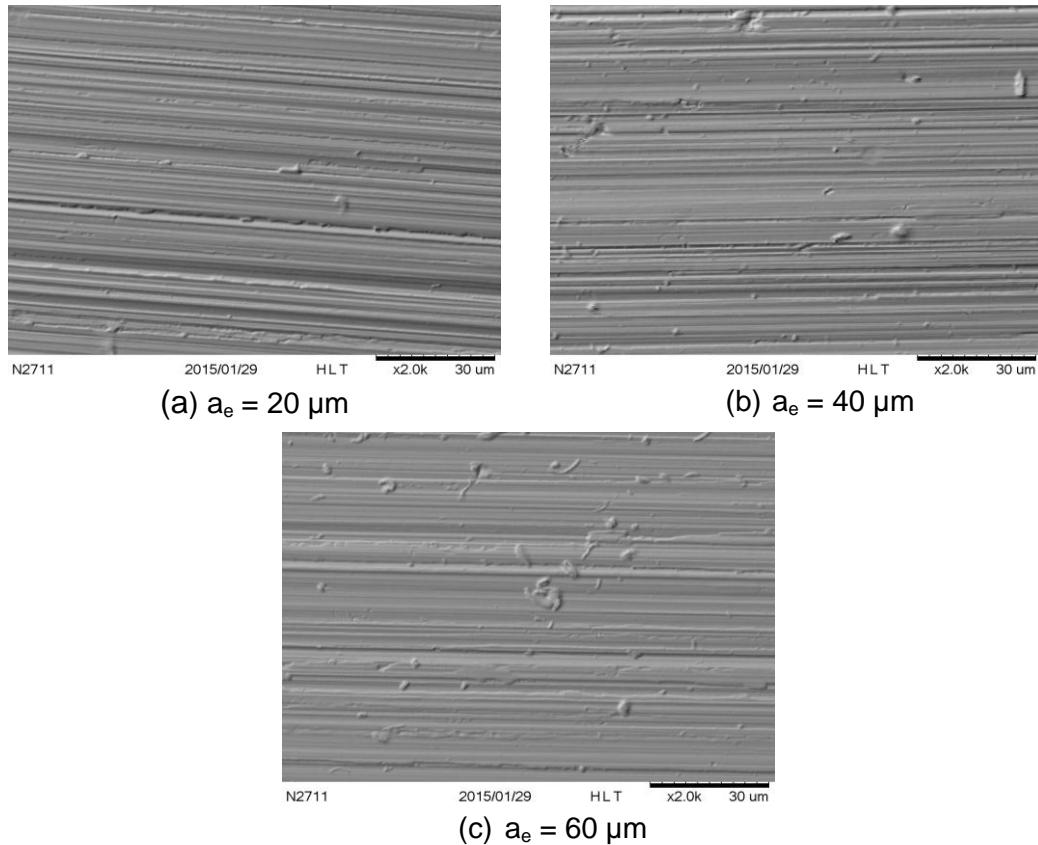


Figura 4.9 – MEV das superfícies retificadas das amostras de aço N2711M com a técnica MQL (60 mL/h) após o último passe em diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.

Nas Figuras 4.10 (a) a 4.10 (c) são mostradas as imagens das superfícies retificadas do aço ABNT N2711M adquiridas via MEV após usinagem com a técnica MQL e vazão de 150 mL/h. Nota-se que a morfologia das superfícies retificadas se apresenta bem distintas para cada penetração de trabalho. Para as penetrações de trabalho maiores, a_e iguais 40 e 60 µm, os grãos abrasivos geraram sulcos mais irregulares. Como esperado, devido à maior área do grão em contato com a superfície que foi aumentada em relação a menor penetração de trabalho. Com isso, há uma maior deformação plástica durante a formação do cavaco, o que eleva a geração de calor e temperatura de corte e deteriora a superfície. Para a vazão de 150 mL/h as condições de lubri-refrigeração proporcionadas não foram eficientes para manter os valores de rugosidade praticamente constantes, em condições mais severas de usinagem (elevação da penetração de trabalho), o que é constatado pela oscilação dos valores do parâmetro de rugosidade Ra (Figura 4.5). A usinagem em

condições mais severas implicou em maior quantidade de partículas de material da peça depositado sobre a superfície desta. Durante a passagem do grão, é comum haver material da peça que é empurrado para os lados. Dessa forma, próximo do fim da usinagem, no último passe, algumas destas porções podem permanecer na peça. Como foi o caso da superfície após a usinagem com $a_e = 60 \mu\text{m}$ (Figura 4.10). Contudo, semelhante ao que foi observado para as superfícies do aço ABNT N2711M com a técnica MQL e vazão 60 mL/h, novamente não foram observadas trincas aparentes sobre as superfícies retificadas com a vazão de 150 mL/h.

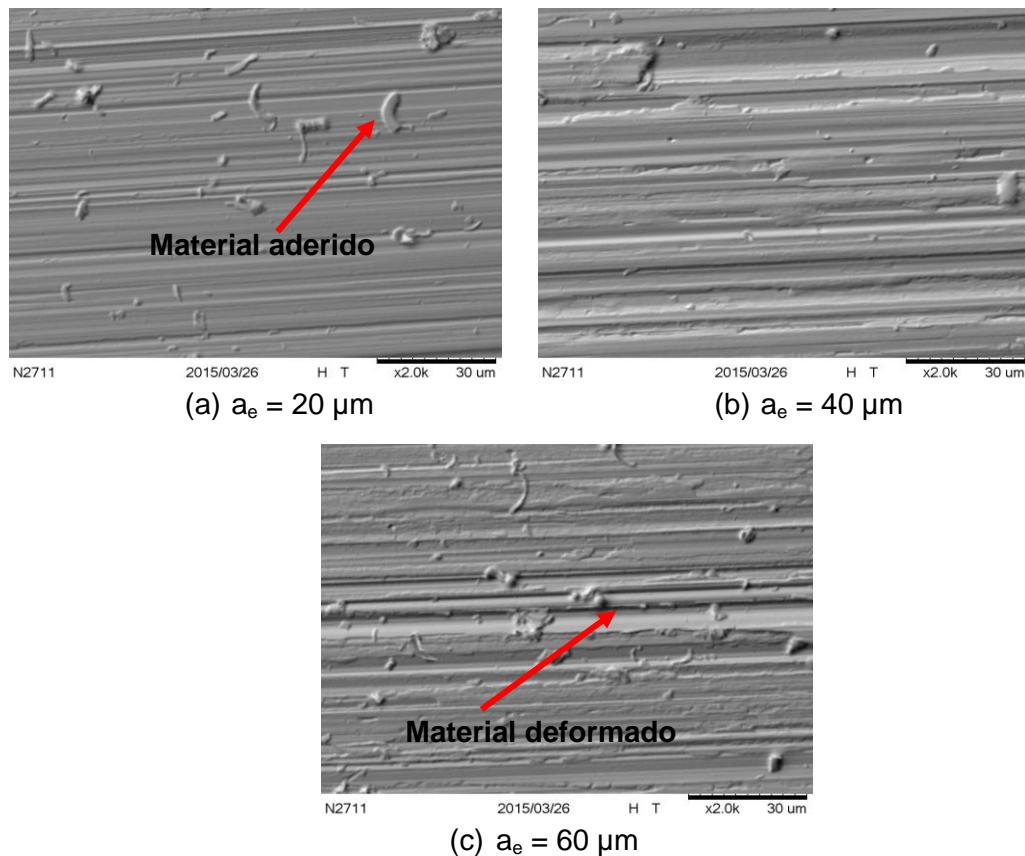


Figura 4.10 – MEV das superfícies retificadas do aço N2711M com a técnica MQL (150 mL/h), após o último passe para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 μm , (b) após três passes de 40 μm e (c) após dois passes de 60 μm .

Nas Figuras 4.11 (a) a 4.11 (c) são mostradas as imagens das superfícies retificadas do aço ABNT N2711M com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h. Assim como observado para as superfícies usinadas com a vazão de 150 mL/h, a morfologia das superfícies retificadas nesta vazão também é diferente em função da penetração de trabalho. A condição de usinagem com o maior valor penetração de trabalho apresenta os sulcos mais largos, como esperado, e com certa descontinuidade dos riscos deixados pelos grãos

abrasivos. As imagens destas figuras corroboram para os valores de Ra registrados para estas condições. A penetração de trabalho aumentou com a espessura de corte equivalente (Figura 4.7). Para estas superfícies também não foram observadas trincas de aspecto aparente.

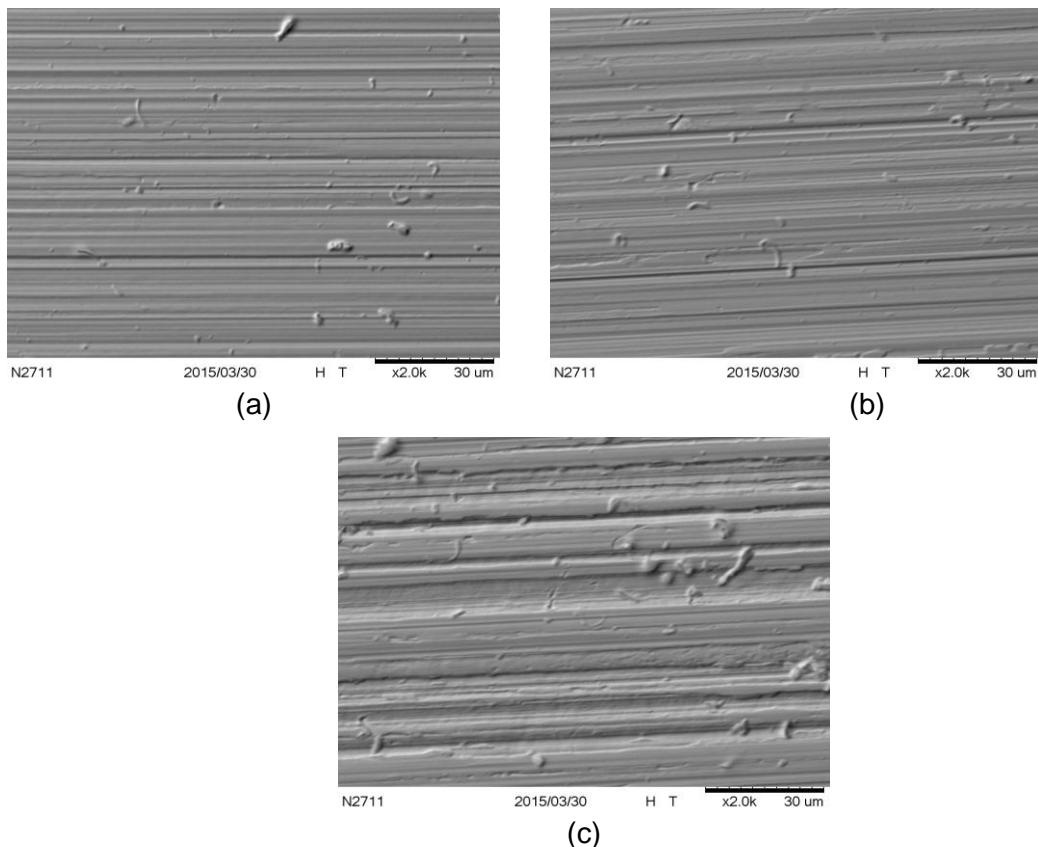


Figura 4.11– MEV das superfícies retificadas do aço N2711M com a técnica MQL (240 mL/h) após o último passe para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 µm, (b) após três passes de 40 µm e (c) após dois passes de 60 µm.

4.1.1.4 Microdureza do aço N2711M após retificação com a técnica convencional.

Durante o processo de retificação com rebolos abrasivos convencionais há grande geração de calor na zona de corte, o que eleva a temperatura nesta região. Este aumento de temperatura seguido por um resfriamento rápido pela ação do fluido refrigerante, geralmente induz a uma deformação plástica abaixo da superfície retificada, fato que afeta o perfil de microdureza (KUMAR *et al.*, 2011). Dependendo da variação na microdureza próxima à superfície, a funcionalidade da peça pode ser comprometida. Por esta razão é importante monitorar a microdureza das peças que são retificadas para observar a relação dela com os parâmetros de corte empregados.

Na Figura 4.12 são apresentados os valores de microdureza das amostras do aço ABNT N2711M após a retificação com técnica convencional, em função dos valores de espessura de corte equivalente. Considerando-se o valor médio de microdureza para este aço, que é 435 HV, que foi medido antes da operação de usinagem, observa-se que os valores se mantiveram abaixo do valor médio até uma distância de 120 μm abaixo da superfície, independente da espessura de corte equivalente empregada. A maior queda, em torno de 27%, para o valor da microdureza, ocorreu a 20 μm abaixo da superfície retificada, após a usinagem com a menor espessura de corte equivalente; enquanto que a menor variação, 10%, ocorreu após a usinagem em condições mais severas, maior h_{eq} . Estes resultados contrariam o que é geralmente relatado na literatura, que aponta para a maior queda na microdureza após a usinagem em condições mais severas. Segundo Malkin e Guo (2008), para aços endurecidos, mesmo sem a presença de uma queima evidente, geralmente há uma queda de dureza do material próximo à superfície retificada, devido a um revenimento provocado pelas altas temperaturas na zona de corte. Segundo Rowe *et al.* (2009), o alcance da profundidade da zona afetada pelo calor induzido pelo processo de retificação fica em torno de 120 μm com aplicação da técnica convencional. Dados que estão em conformidade com os resultados observados nesta pesquisa.

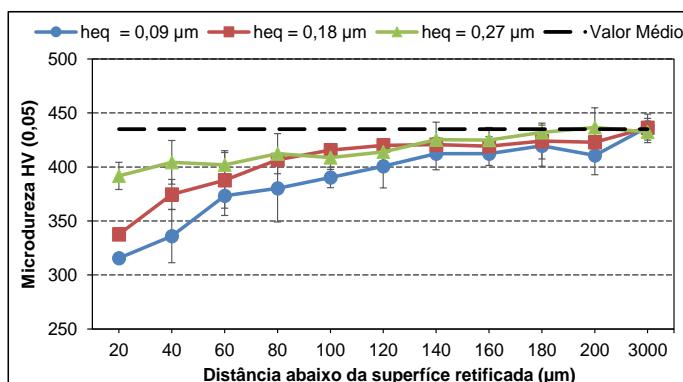


Figura 4.12 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte.

Barili *et al.* (2014), após realizarem o processo de retificação de aço VP 50 (dureza média de 40 HRc) com rebolo de óxido de alumínio branco (especificação AA 60L7V201) em diversas condições de corte e com duas técnicas de aplicação de fluido de corte (convencional e MQL), relataram que os valores de microdureza em geral mantiveram-se acima do valor médio medido antes da usinagem, e na faixa entre 43 e 45 HRc para todas as condições testadas. Contudo, segundo os autores, estes valores não poderiam ser

levados em conta na análise dos resultados. O aço VP 50 contém vários elementos de liga que foram encontrados na micrografia, o que pode causar o aumento de dureza na região da superfície das peças, onde esses foram detectados. Considerando que a variação foi em torno de 9%, seria correto também aceitar uma variação neste mesmo percentual para os resultados obtidos neste trabalho, como foi o caso da variação da microdureza observada para o maior valor de h_{eq} na Figura 4.12.

4.1.1.5 Microdureza do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica MQL e diferentes vazões

Na Figura 4.13 são apresentados os valores de microdureza para o aço ABNT N2711M após a retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes valores de espessuras de corte equivalente. Nota-se que, ao usinar com a menor espessura de corte equivalente, ocorreu uma queda de 13% no valor da microdureza em comparação ao valor médio de microdureza (460 HV) a 20 µm abaixo da superfície retificada. Ao usinar na condição mais severa de usinagem, $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$, foram registrados os menores valores de microdureza até 100 µm abaixo da superfície retificada, sendo que o mais próximo da superfície, a 20 µm, ocorreu uma queda significativa, em torno de 31%, quando comparado ao valor médio de microdureza. Quanto aos resultados para o $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, os valores de microdureza se mantiveram em torno do valor médio, determinado antes da usinagem.

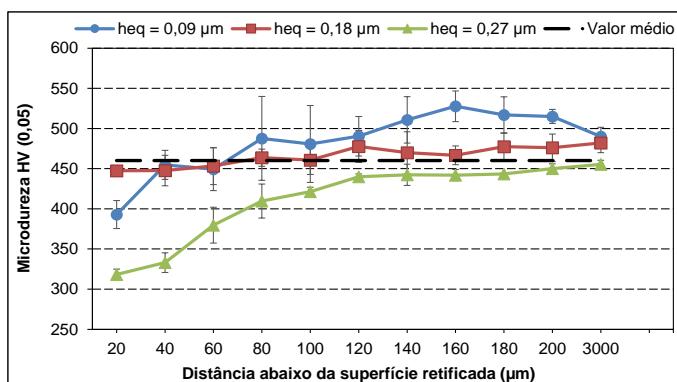


Figura 4.13 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h.

Na Figura 4.14 estão os perfis de microdureza para as amostras do aço N2711M após a retificação com técnica MQL e vazão de 150 mL/h, em função das espessuras de corte equivalente testadas. Observa-se que os valores se mantiveram próximos ao valor médio (427 HV valor de referência) quando foram empregados menores valores de espessura de

corte equivalente (h_{eq}). Para o maior valor de h_{eq} observou-se uma queda no valor de microdureza, 13% em média, até cerca de 200 μm abaixo da superfície usinada, em comparação ao valor médio.

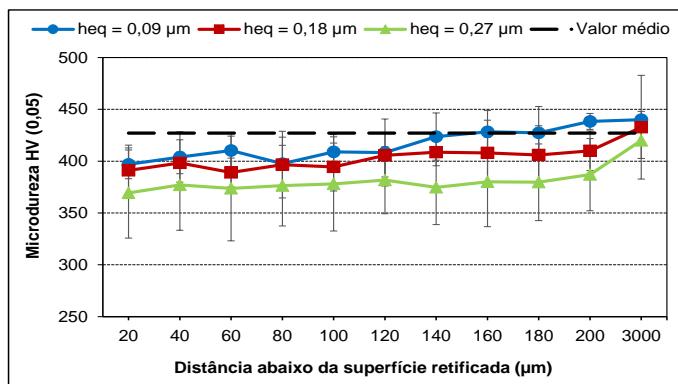


Figura 4.14 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 150 mL/h.

Na Figura 4.15 são apresentados os valores de microdureza das amostras de aço ABNT N2711M após a retificação com técnica MQL e vazão de 240 mL/h em função das espessuras de corte equivalente. Em geral, observa-se que houve queda na microdureza independente da espessura equivalente de corte empregada até 200 μm abaixo da superfície. E em regiões mais próximas da superfície, esta queda foi mais acentuada, por exemplo, a 20 μm da borda, cujo valor registrado para h_{eq} foi 22%, superiores a 0,09 μm .

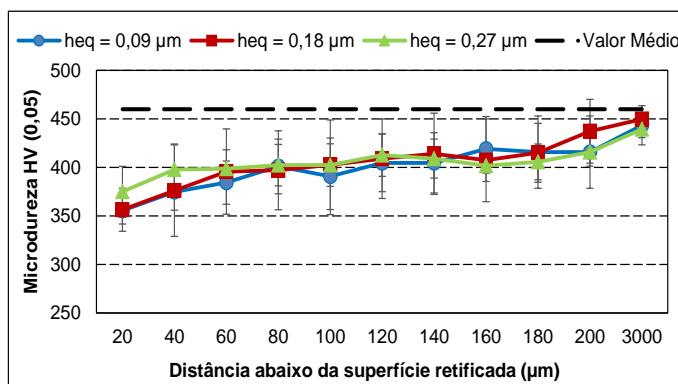


Figura 4.15 – Microdureza após a retificação do aço ABNT N2711M para diferentes valores de espessura de corte equivalente após o último passe de retificação com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h.

Durante a retificação, é comum o acúmulo de cavacos e fluido nos poros do rebolo, o que faz com que o material da peça presente no rebolo também atrite contra a superfície que está sendo usinada e, consequentemente, reduzindo a eficiência dos grãos abrasivos. Se os grãos se arredondam ou não tem suas arestas, atuando eficientemente, ocorrerá a elevação da geração de calor na zona de corte. E este calor, quando se torna excessivo aliado ao fato da pobre condutividade térmica dos rebolos de abrasivos convencionais, será direcionado em grande parte para o interior da peça. A acumulação de material nos poros será tanto maior quanto maior for a penetração de trabalho do rebolo (espessura de corte equivalente). Ainda conforme relato de Marinescu *et al.* (2004), durante a retificação de aços endurecidos, o aumento da temperatura na região de corte pode provocar alterações microestruturais tanto superficial quanto subsuperficial na peça. Estas alterações ocorrem devido à grande geração de calor na interface rebolo/peça, o que leva as temperaturas atingirem níveis críticos que podem levar ao revenimento ou austenitização do material usinado. Esta pode ser a explicação para a queda da microdureza em geral detectada na subsuperfície do aço ABNT N2711M nas condições mais severas de usinagem.

4.1.1.6 Tensões residuais por difração de Raios-X após retificação do aço ABNT N2711M com diversas condições de corte

As tensões residuais nas peças são consequências das superposições das tensões residuais geradas durante o processo de retificação, por influência de fatores térmicos, mecânicos, além das tensões residuais pré-existentes nas amostras, decorrentes das etapas de preparação das mesmas.

Para Fergani *et al.*, (2014) a tensão residual é um fator chave que influencia na confiança, precisão e na vida útil de um produto. Estudos preliminares têm mostrado que o processo de retificação é uma fonte de tensão residual de tração devido à intensa geração de calor no processo.

Segundo Malkin e Guo (2008) as três maiores causas para o aparecimento da tensão residual sobre a superfície retificada são: a expansão e contração térmica, as mudanças de fase e a deformação plástica sofrida pelo material após a retificação.

Segundo Chen *et al.* (2000), a expansão e a contração térmica, podem ser os fatores mais importantes na geração de tensão residual de tração.

Na Figura 4.16 são apresentados os valores das tensões residuais para o aço ABNT N2711M após o processo de retificação com rebolo de óxido de alumínio para a técnica convencional de aplicação de fluido de corte, em função das espessuras de corte equivalente (conforme parâmetros da Tabela 3.3).

Observa-se que após a retificação com valores de espessura de corte equivalente superiores a 0,09 µm foi gerada tensão residual de tração na direção do avanço da peça (L - longitudinal), enquanto que na direção perpendicular ao sentido de retificação (transversal) ela foi compressiva, independente da espessura de corte equivalente empregada. Em geral os valores das tensões residuais de compressão transversais decresceram com o aumento da espessura de corte equivalente (neste trabalho também podendo ser expresso em função da penetração de trabalho, uma vez que Vs e Vw foram mantidos constantes). Sabe-se que tensões de compressão aumentam a resistência à fadiga e, portanto, resistência à propagação de trincas na direção perpendicular às ranhuras da retificação (MALKIN e GUO, 2008).

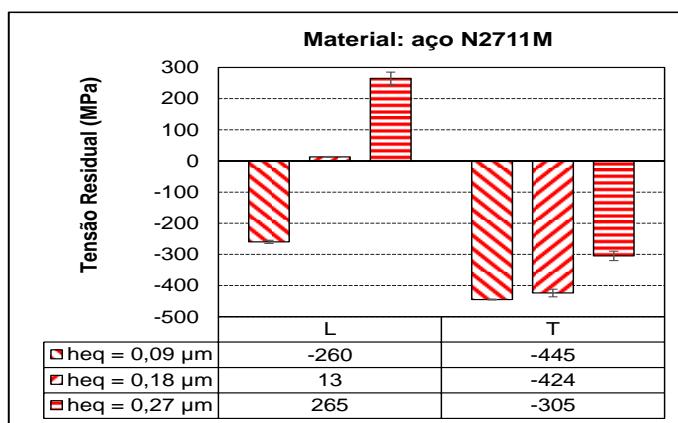


Figura 4.16 – Tensões residuais nas amostras do aço ABNT N2711M, após retificação com a técnica convencional.

Nas Figuras 4.17 (a) a 4.17 (c) são apresentados os valores das tensões residuais, após a retificação com a técnica MQL com as vazões de 60, 150 e 240 mL/h, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente. Da Figura 4.17 (a) observa-se que as componentes de tensões residuais que surgiram na direção da retificação (longitudinais) e as perpendiculares à direção de retificação (transversais), foram ambas compressivas. Estes resultados favorecem a resistência à fadiga e dificulta a propagação de trincas (Malkin e Guo, 2008). Os valores das tensões residuais na direção transversal decresceram com o aumento da espessura de corte equivalente (penetração de trabalho), de forma semelhante aos resultados observados após a usinagem do mesmo aço com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte. Segundo Heinzel e Bleil (2007). Quando a tensão residual que prevalece na superfície da amostra retificada for compressiva, isto indica que os efeitos mecânicos suprimiram os efeitos térmicos. Com deformação plástica ocorrendo na direção dos esforços.

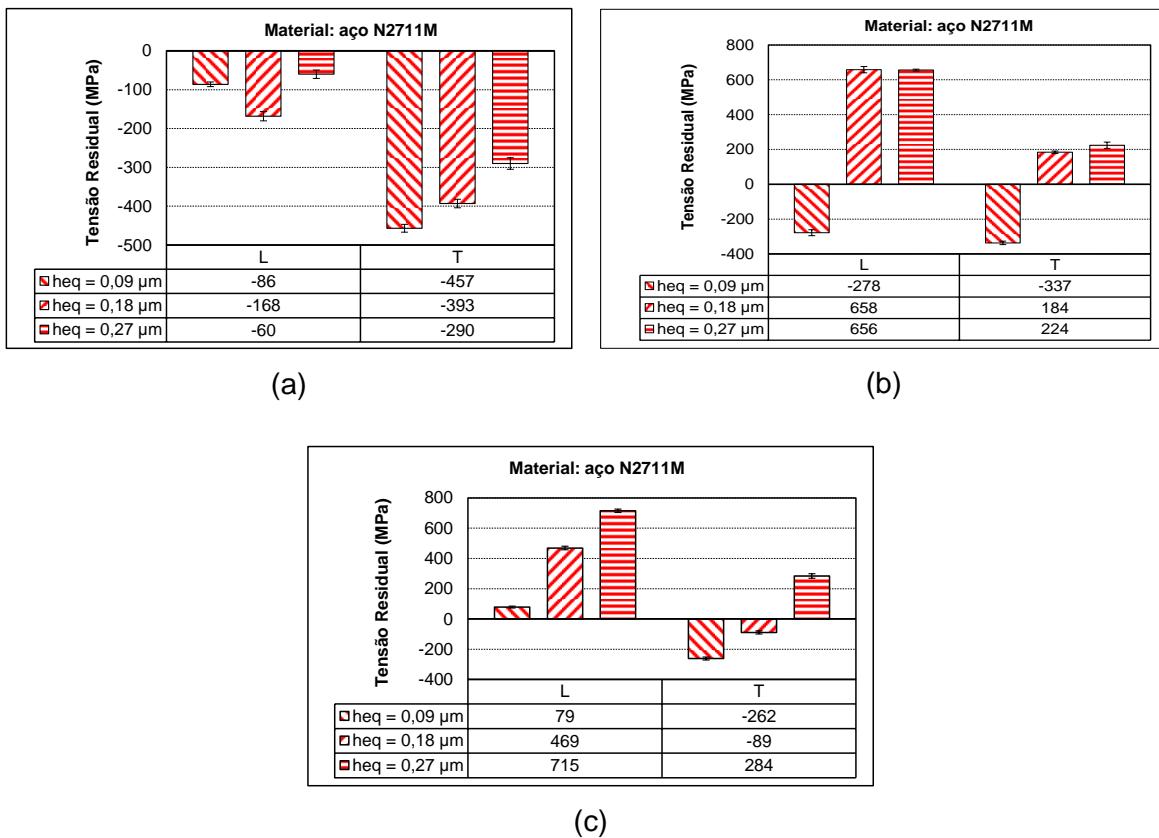


Figura 4.17 – Tensões residuais nas amostras do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica MQL com vazões de: a) 60 mL/h, b) 150 mL/h e c) 240 mL/h.

Da Figura 4.17 (b) observa-se que as tensões residuais para a vazão de 150 mL/h foram compressivas, independente da direção de medição, quando se empregou a menor espessura de corte equivalente. Tensões residuais compressivas são benéficas pelas razões já comentadas anteriormente para os resultados após a usinagem com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h. Sabe-se que à medida que aumenta a penetração de trabalho, consequentemente aumenta-se a espessura de corte equivalente e também a área de contato dos grãos abrasivos com a peça. Com isso, há aumento das deformações plásticas e prove-se maior geração de calor, que por sua vez implica em aumento da temperatura na zona de corte. A deformação plástica térmica induzida pela a geração do calor é umas das maiores causas de tensão residual na retificação. Este processo resultará em uma tensão residual (Marinescu *et al.*, 2004), se a expansão térmica é suficiente para causar deformação plástica e o resfriamento simultâneo promovido pelo fluido de corte conduzir a uma contração na superfície da peça. Como consequência, e dependendo do gradiente térmico, haverá mudança na microestrutura do material, resultando na diferença de volume de arranjo cristalino, o que reflete nas tensões de tração ou de compressão na superfície. Os resultados de tensão residual de tração observada corroboram para a confirmação deste

fenômeno, após a usinagem com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h (Figura 4.17 (c)) com valores de espessura de corte equivalente em condições mais severas de usinagem, h_{eq} maior que 0,09 μm .

Os resultados obtidos após usinagem com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h na direção longitudinal foram todas do tipo trativas, independente da espessura de corte equivalente empregada. Além disso, elas aumentaram com a espessura de corte equivalente. Enquanto que as tensões medidas no sentido transversal foram do tipo compressivas. Após a usinagem com valores de espessura de corte equivalente inferiores a 0,27 μm , observa-se que há um valor de penetração de trabalho limite em retificação. Há de se considerar que as tensões podem se inverter e vir a comprometer a integridade da peça. Segundo Marinescu *et al.* (2004), a elevação da penetração de trabalho aumenta as deformações plásticas que por sua vez causam expansão da peça. Dependendo da intensidade, haverá mudança na microestrutura do material que irá gerar tensões trativas e, em casos extremos, poderá levar à formação de trincas na superfície da peça.

4.1.2 Resultado para o Aço VP ATLAS

Nesta seção serão apresentados os resultados de rugosidade (R_a) obtidos após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de óxido de alumínio em diferentes condições de corte, conforme parâmetros da Tab. 3.3. Os resultados dos outros parâmetros rugosidade R_z , R_t e R_q estão apresentados no Apêndice I, ao final deste documento.

4.1.2.1 Rugosidade superficial (R_a) do aço VP ATLAS APÓS a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em função da h_{eq}

Nas Figuras 4.18 (a) e 4.18 (b) são apresentados valores médios para o parâmetro de rugosidade R_a , após cada passe da retificação e ao final dos ensaios, respectivamente, em função da penetração de trabalho e diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte.

Pela Figura 4.18 (a) observa-se que não há uma diferença significativa entre os valores do parâmetro R_a , do primeiro ao terceiro passe, e também não ocorreu um elevado valor de rugosidade R_a para as espessuras de corte de 0,09 e 0,18 μm . Para as espessuras de corte equivalente superiores a 0,09 μm , após a usinagem com o primeiro passe registraram-se valores de rugosidade R_a superiores, possivelmente devido a maior agressividade dos grãos abrasivos após a operação de dressagem do rebolo que é realizada antes de cada ensaio.

Da Figura 4.18 (b) nota-se que a rugosidade aumentou com a penetração de trabalho ao empregar o fluido de corte via técnica convencional, semelhante ao comportamento observado após a usinagem do aço ABNT N2711M nas mesmas condições investigadas

(Figura 4.1 (b)). Contudo, os valores obtidos para o aço VP ATLAS são ligeiramente superiores, ou seja, pior acabamento. Estes resultados preliminares indicam que este último apresenta pior usinabilidade quanto a este quesito.

Segundo Malkin e Guo, (2008), a rugosidade é um parâmetro que depende da taxa de remoção de material (Q), que por sua vez depende da penetração de trabalho (a_e), que altera a espessura de corte equivalente. À medida que se aumenta a_e , maior será a área de contato dos abrasivos com a peça e maiores serão as dimensões dos sulcos formados pela passagem do grão, o que afeta o acabamento.

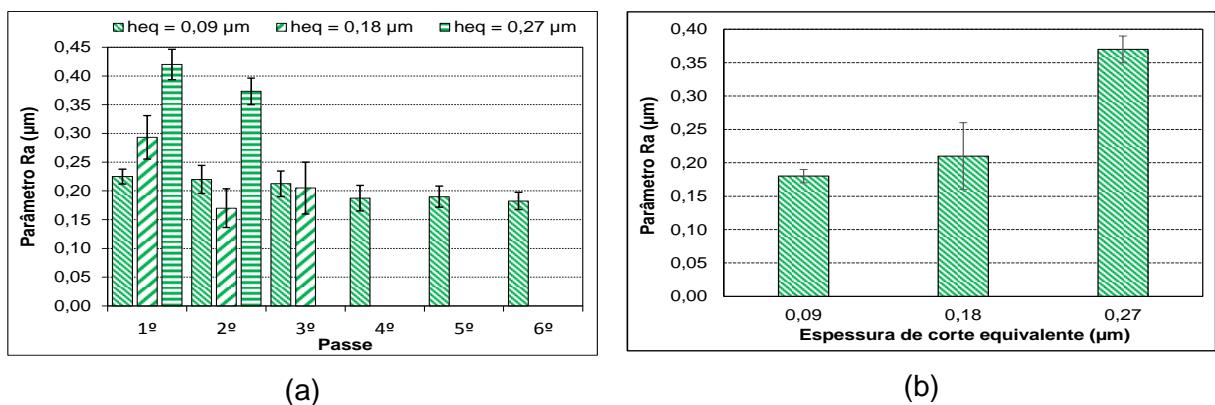


Figura 4.18 – Parâmetro Ra para aço VP ATLAS após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio (após remover 0,12 mm na altura da peça).

4.1.2.2 Rugosidade superficial (Ra) do aço VP ATLAS após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL com diferentes vazões e em função da h_{eq}

A seguir são apresentados os valores de rugosidade Ra para aço VP ATLAS obtidos após a retificação com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h e diferentes penetrações de trabalho.

Da Figura 4.19 (a) observa-se que os valores médios para o parâmetro Ra não apresentaram diferença significativa entre o primeiro e sexto passes após a retificação com a menor espessura de corte equivalente. Estes resultados evidenciam que os grãos abrasivos se mantiveram afiados durante o ciclo de retificação utilizado neste trabalho em condições menos agressivas de usinagem, $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$. Já ao se utilizar a maior espessura de corte equivalente também, não se notou diferença significativa nos valores de rugosidade entre o primeiro e último passes.

Da Figura 4.19 (b) observa-se que a rugosidade aumentou com h_{eq} . O valor médio de rugosidade Ra obtido após a usinagem com a menor espessura de corte equivalente foi 40% menor, quando comparado com aqueles valores de rugosidade registrados após a

usinagem, com espessura de corte superior a $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$. Segundo o que é relatado na literatura específica, por exemplo, por MALKIN; GUO, 2008 e MARINESCU *et al.*, 2007 informam que existirá uma relação de proporcionalidade direta entre o parâmetro R_t e penetração de trabalho. Como neste trabalho a velocidade de corte e a velocidade da mesa foram mantidas constantes, a proporcionalidade também se estende para R_a e h_{eq} .

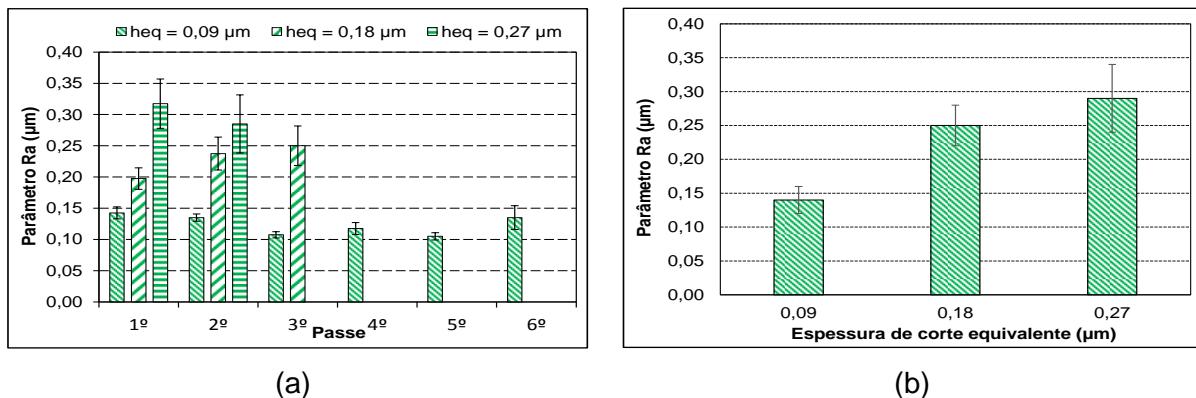


Figura 4.19 – Rugosidade (R_a) para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Os valores de rugosidade R_a em função da técnica (convencional e MQL com 60 mL/h) para diferentes valores de espessuras de corte equivalente monitorados no último passe são mostrados na Fig. 4.20. Observa-se que valores de R_a aumentaram com h_{eq} , como esperado. Segundo Machado *et al.* (2009), o aumento da espessura de corte equivalente eleva os valores da rugosidade e das componentes da força de retificação. Em relação à técnica empregada, os valores de R_a foram menores após a retificação com a técnica MQL. Da Silva *et al.* (2007), ao realizarem ensaios com retificação cilíndrica do aço ABNT 4340 (60 HRc de dureza) em diversas condições de corte, relataram que os melhores resultados de rugosidade foram obtidos com o uso da técnica MQL quando comparados com a técnica convencional. Em vários casos de aplicações da técnica MQL em retificação de aços com rebolos convencionais, os resultados mostraram que a técnica MQL proporciona melhor lubrificação da região de contato entre o rebolo e a superfície da peça, pela ação do óleo que diminui o atrito. Ao mesmo tempo, o jato de ar comprimido pode ser capaz de romper a barreira de ar que é criada pelo rebolo e assim aumentar a eficiência do processo.

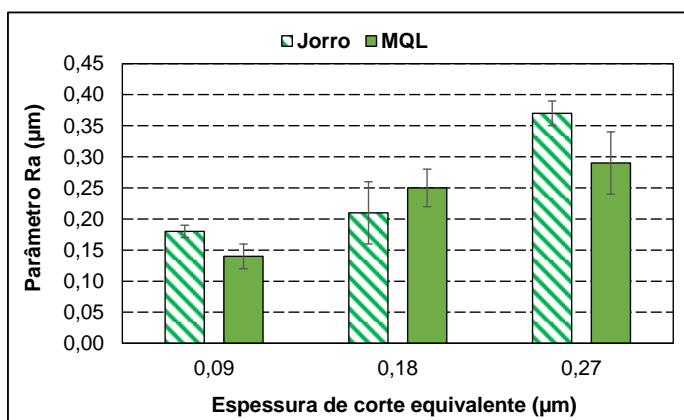


Figura 4.20 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

Nas Figuras 4.21 (a) e 4.21 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra para amostras de aço VP ATLAS monitorados após cada passe da retificação e ao final de cada ensaio, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL na vazão de 150 mL/h.

Da Figura 4.21 (a) observa-se que os valores de Ra não apresentam diferença significativa após os dois primeiros passes de usinagem, em relação à menor espessura de corte equivalente. E estes valores foram cerca de 16% menores que os valores gerados pelos passes subsequentes. Da Figura 4.21 (b) observa-se a mesma tendência para a técnica convencional e MQL com 60 mL/h. A rugosidade aumenta com a espessura de corte equivalente, como esperado.

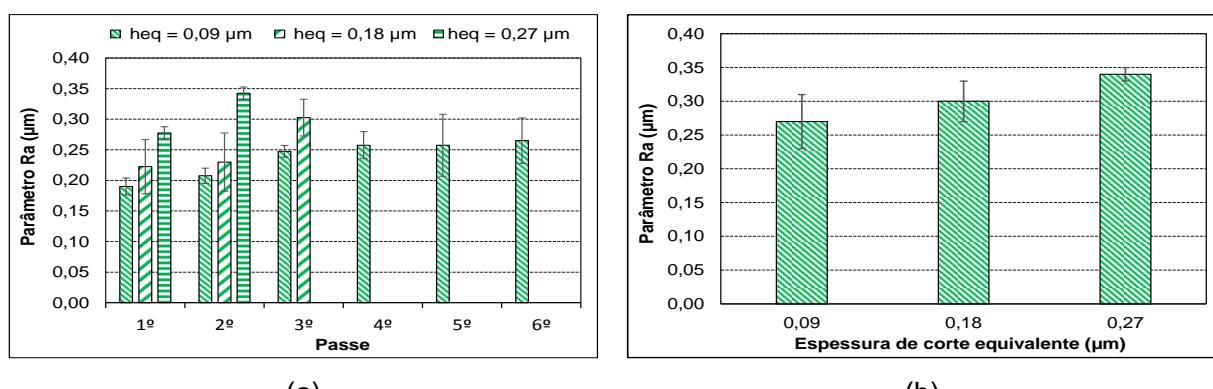


Figura 4.21 – Rugosidade (Ra) do aço VP ATLAS após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.22 são mostrados os valores de rugosidade Ra para o aço VP ATLAS obtidos após a retificação com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h e em diferentes espessuras de corte equivalente monitorados no último passe. Observa-se pelo gráfico que os valores de rugosidade obtidos após a usinagem com a técnica convencional foram menores que aqueles gerados pela técnica MQL com vazão de 150 mL/h para espessuras de corte equivalentes inferiores a 0,27 µm. Ao usinar na condição de usinar mais severa o desempenho se inverteu e a técnica MQL foi mais eficiente. Em condições mais severas é gerado mais calor, o que justifica um fluido de corte com maior poder refrigerante. Acredita-se que o ar comprimido da técnica MQL tenha favorecido a remoção de calor da zona de corte, quando se empregou a maior espessura de corte equivalente e, consequentemente, contribuiu para a manutenção de condições tribológicas mais favoráveis à remoção de material, por sua vez levando a um melhor acabamento em relação à técnica convencional.

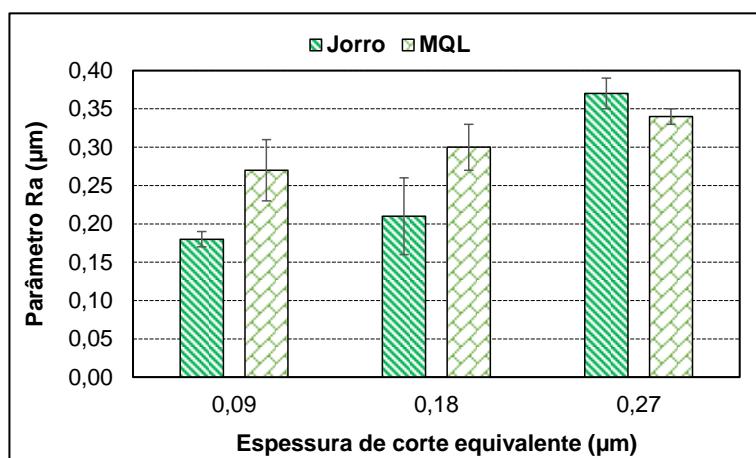


Figura 4.22 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.

Nas Figuras 4.23 (a) e 4.23 (b) são mostrados os valores de rugosidade Ra para o aço VP ATLAS após cada passe de usinagem e ao final de cada ensaio, respectivamente, com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente. Da Figura 4.23 (a) nota-se que a rugosidade praticamente se manteve constante com a progressão da usinagem. Independente das espessuras de corte equivalente utilizadas. Da Figura 4.23 (b) observa-se pouca variação da rugosidade com a espessura de corte equivalente e que os valores foram inferiores a 0,28 µm para todas as condições testadas. Estes valores são em geral os menores obtidos para o aço VP ATLAS considerando as três vazões da técnica MQL e em comparação com a técnica convencional.

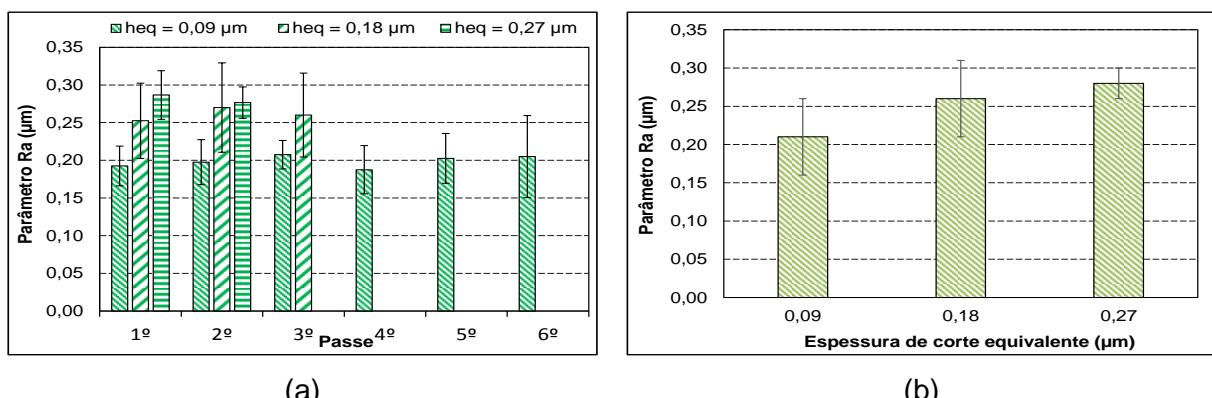


Figura 4.23 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.24 são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço VP ATLAS para as técnicas, convencional e MQL com a vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente ao final dos ensaios. Observa-se que em geral a rugosidade aumentou com a espessura de corte equivalente, independente da técnica empregada. A técnica MQL mostrou-se mais eficiente, ao usinar em condições mais severas de usinagem, maior h_{eq} , condição que o Ra foi cerca de 24% menor. Ao comparar estes resultados com aqueles obtidos após a retificação com a técnica MQL, observa-se que existe a mesma tendência para as vazões de 60 e 150 mL/h (Figuras 4.19 e 4.22 respectivamente).

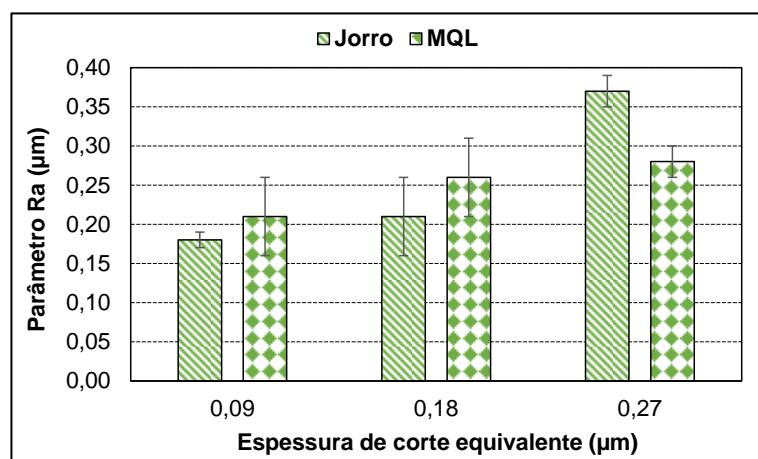


Figura 4.24 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

Emami *et al.*, (2013) conduziram um trabalho em retificação de material cerâmico e compararam a técnica MQL com óleo mineral e a técnica convencional com emulsão, a uma concentração de 5%, nas vazões de 150 mL/h e 270 L/h, respectivamente. Dentre vários

parâmetros de saída, avaliaram a rugosidade e observaram que a técnica MQL proporcionou os menores valores de rugosidade em relação à técnica convencional. O uso do óleo puro, quando comparado com a emulsão, e como já esperado pela sua maior viscosidade atuou como lubrificante no processo de retificação, reduzindo, portanto, o atrito na interface entre o rebolo e a peça. Este fenômeno auxilia a sustentar os resultados e as análises anteriores, para o caso da técnica MQL apresentar um melhor desempenho na retificação do aço VP ATLAS nas condições investigadas.

4.1.2.3 Imagens das superfícies de aço VP ATLAS após retificação com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.

Nas Figuras 4.25 (a) a 4.25 (c) são mostradas as imagens das superfícies retificadas do aço VP ATLAS obtidas via MEV com a técnica convencional para as penetrações de trabalho de 20, 40 e 60 μm , respectivamente. Observa-se que as marcas deixadas pelos grãos abrasivos estão em geral bem definidas para todas as amostras. O fluxo de material empurrado para a lateral entre os sulcos aumentou conforme aumentou a penetração de trabalho. A superfície gerada após a usinagem com a penetração de trabalho $a_e = 40 \mu\text{m}$ foi aquela que apresentou a maior evidência de deformação plástica mais intensa na superfície, com possível esmagamento de material da peça pelas sucessivas passagens dos abrasivos.

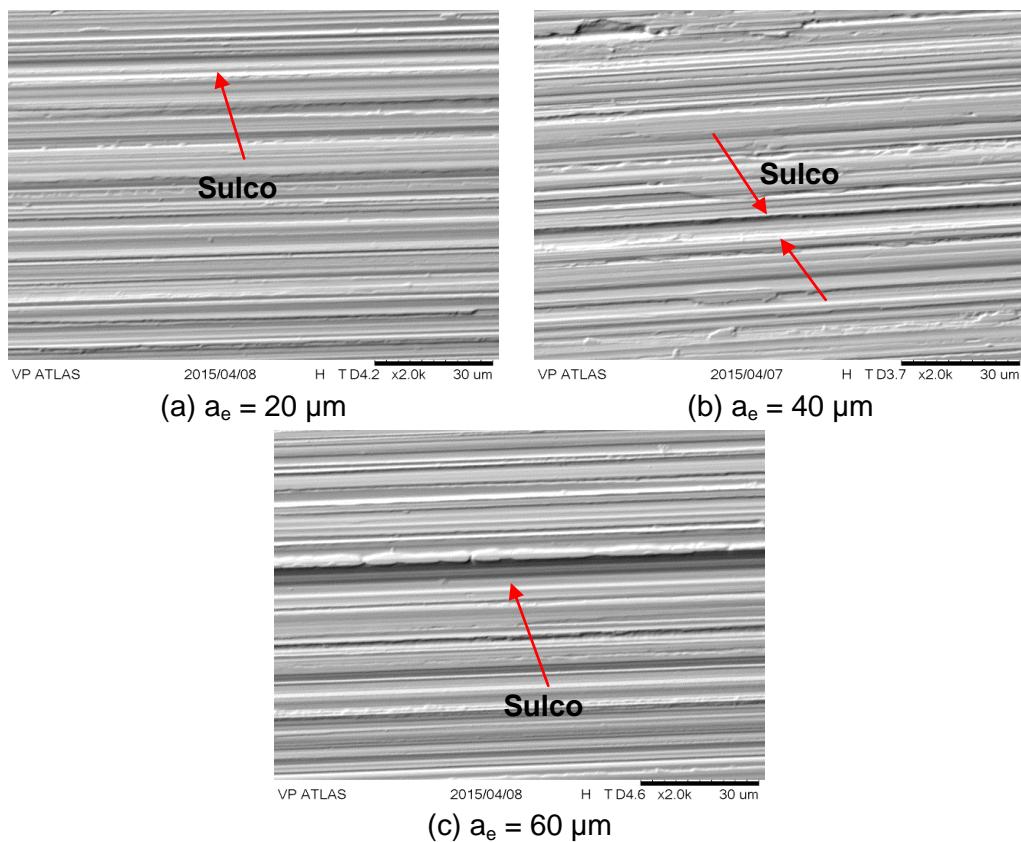


Figura 4.25 – MEV das superfícies aço VP ATLAS após retificação com a técnica convencional para diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de $20 \mu\text{m}$, (b) após três passes de $40 \mu\text{m}$ e (c) após dois passes de $60 \mu\text{m}$.

Nas Figuras 4.26, 4.27 e 4.28 são apresentadas as imagens das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazões de 60, 150 e 240 mL/h, respectivamente, e em função da penetração de trabalho.

Para as superfícies geradas com a menor vazão, 60 mL/h (Figuras 4.26 (a) a (c)) observa-se que as marcas deixadas pelos grãos abrasivos na peça são bem definidas. Praticamente não houve detritos ou material da peça aderido sobre as superfícies, com exceção para a condição com penetração de trabalho $a_e = 40 \mu\text{m}$ (Figuras 4.26 (c)). Nenhuma trinca foi observada nas superfícies analisadas.

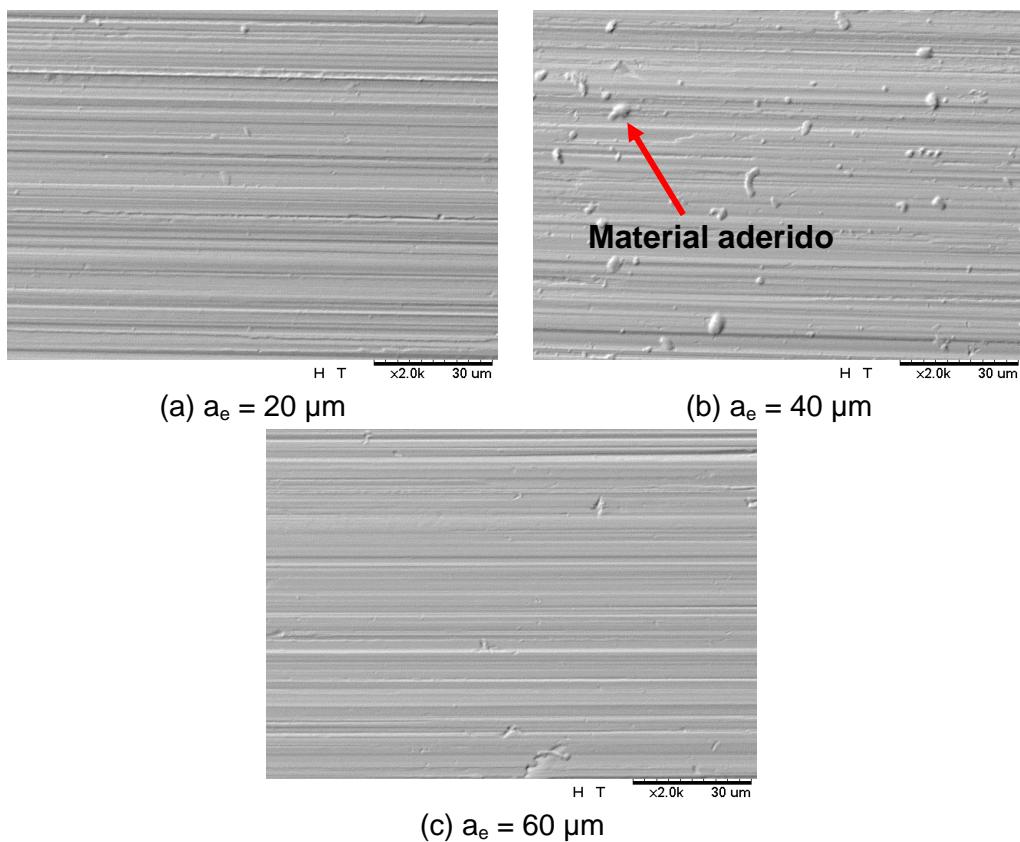


Figura 4.26 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 μm ; b) após três passes de 40 μm ; c) após dois passes de 60 μm .

Nas Figuras 4.27 (a) a 4.27 (c) são apresentadas as superfícies retificadas com a técnica MQL e vazão de 150 mL/h. Observa-se que, em geral, as texturas das superfícies não possuem a mesma regularidade observada para as superfícies usinadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h. Além disso, há descontinuidade nas marcas principalmente após a usinagem com a menor penetração de trabalho (Figura 4.27 (a)). A largura dos sulcos aumentou com a penetração de trabalho e isso foi detectado pela medição da rugosidade, condição que demonstra que houve deterioração do acabamento com a elevação da penetração de trabalho confirmada pelos resultados na Fig. 4.21.

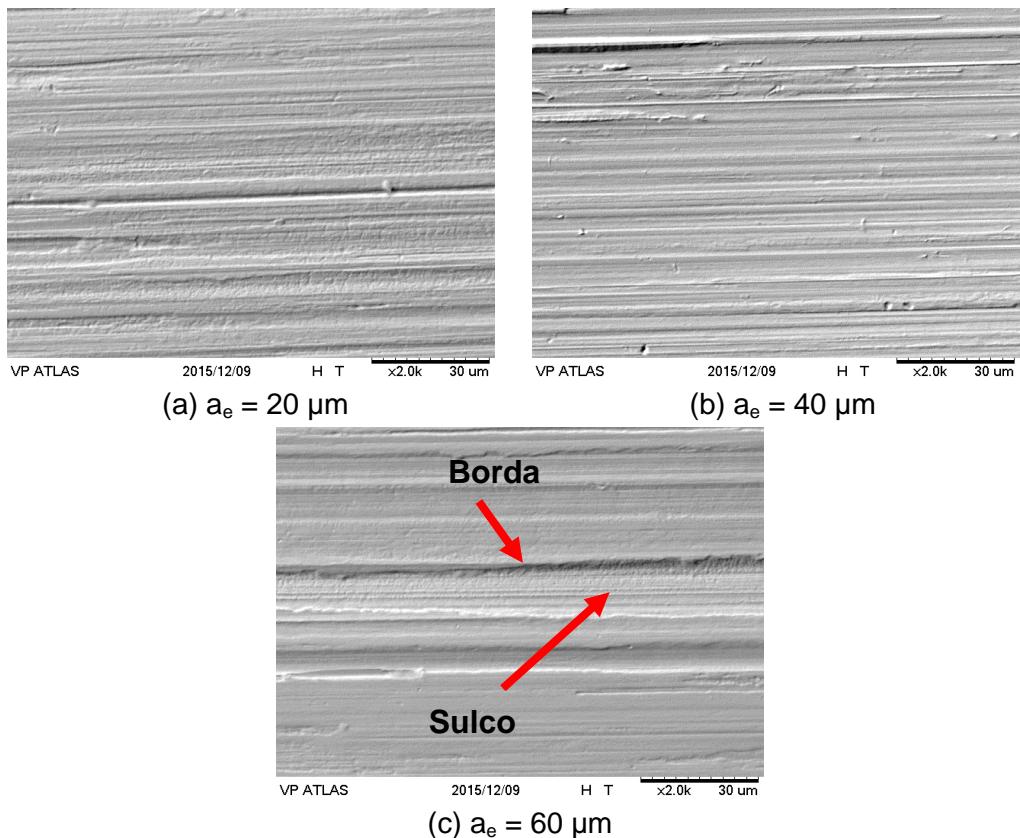


Figura 4.27– MEV das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes penetrações de trabalho: a) após seis passes de 20 μm ; b) após três passes de 40 μm ; c) após dois passes de 60 μm .

Nas Figuras 4.28 (a) a 4.28 (f) são apresentadas as superfícies do aço VP ATLAS retificadas com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h e espectros dos elementos presentes nos detritos sobre as superfícies, que foram adquiridos por EDS. Embora as marcas deixadas pelos abrasivos estejam bem definidas, há evidência de detritos sobre a superfície como também cavacos que foram atritados contra a peça. Estes em geral podem permanecer no rebolo por alguns instantes e depois se desprenderem e assim serem pressionados contra a superfície da peça e lá ficarem aderidos. Pelos espectros EDS pode-se observar que os elementos principais nestes detritos são o carbono e o ferro, oriundos do material da peça. Em geral, a pior textura foi observada ao empregar a maior penetração de trabalho (Figura 4.28 (e)). Ao comparar estas superfícies (Figura 4.28) com aquelas geradas após a usinagem com a técnica convencional (Figura 4.25) e MQL com 150 mL/h (Figura 4.27), observa-se que o emprego da vazão de 240 mL/h pela técnica MQL foi a que proporcionou melhores superfícies com textura mais regulares. Quanto a este quesito, as superfícies possuem o mesmo aspecto daquelas obtidas após a usinagem com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h (Figura 4.26).

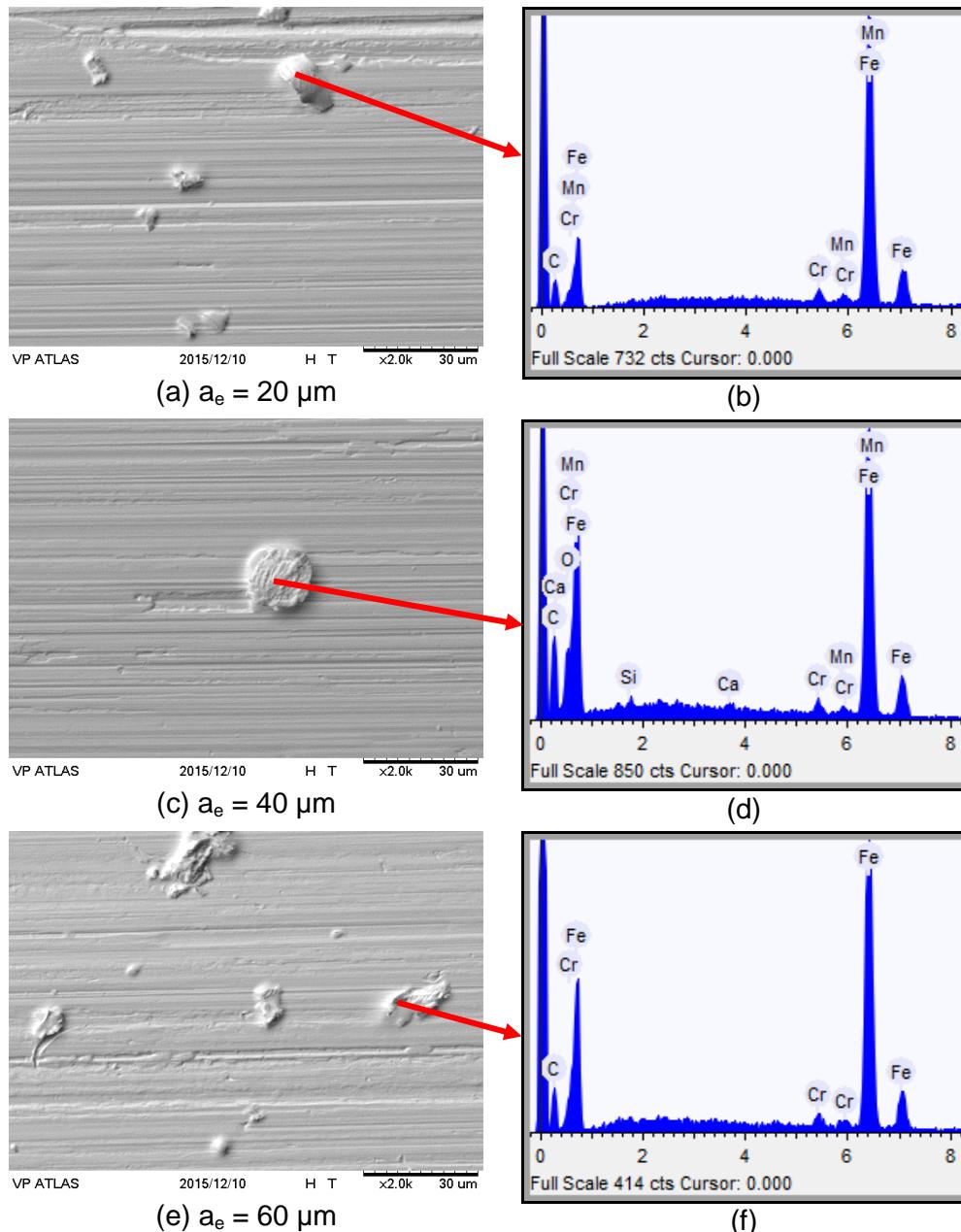


Figura 4.28 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h) e diferentes penetrações de trabalho: (a) 20 μm , (c) 40 μm e (e) 60 μm , com os respectivos espectros dos elementos existentes nos detritos apontados nas letras (a), (c) e (e).

4.1.2.4 Microdureza do aço VP ATLAS com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.

Nas Figuras 4.29 a 4.31 são mostrados os valores de microdureza para o aço VP ATLAS após a retificação com as técnicas convencional e MQL com vazões de 60, 150 e 240 mL/h, para diferentes espessuras de corte equivalente, respectivamente.

Da Figura 4.29 observa-se que em geral houve queda de dureza a 40 µm abaixo da superfície retificada para todas as condições testadas. A queda mais acentuada foi observada para a condição de usinagem considerada menos severa, menor h_{eq} , cerca de 30%, inferior ao valor médio (460 HV), adquirido antes da usinagem na posição 20 µm abaixo da superfície. Sendo que a partir da posição de 100 µm até 200 µm abaixo da superfície retificada, a microdureza permaneceu estável, no entanto, situando-se abaixo do valor médio. Enquanto que ao se empregar o maior valor de espessura de corte equivalente os valores de dureza oscilaram próximo do valor médio (460 HV).

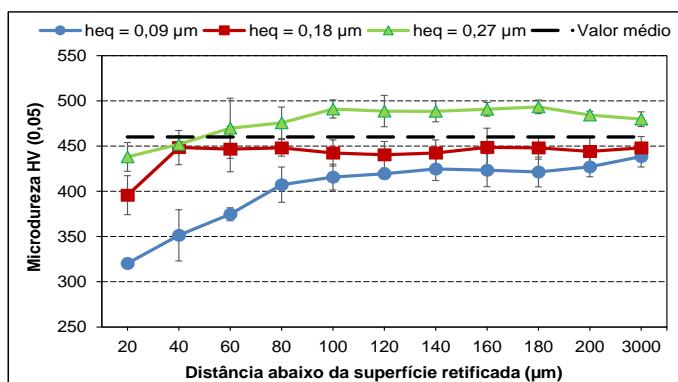


Figura 4.29 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica convencional e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Na Figura 4.30 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se em geral que houve queda de microdureza até 180 µm abaixo da superfície. Independente da espessura de corte equivalente testada. De forma semelhante ao observado, para a microdureza do mesmo aço, após a retificação com a técnica convencional (Figura 4.29), notou-se que houve queda mais acentuada na dureza após a usinagem, com menor espessura de corte equivalente, e que ela foi cerca de 20% em comparação ao valor médio (457 HV) a 20 µm abaixo da borda da superfície retificada.

Contudo, após a usinagem com valores de espessura de corte equivalente de 0,18 e 0,27 µm, praticamente se mantiveram estáveis, embora abaixo do valor médio, entre as distâncias 20 e 180 µm abaixo da superfície retificada.

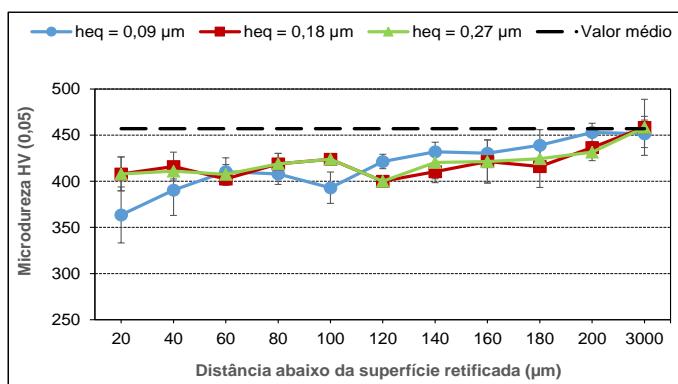


Figura 4.30 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Na Figura 4.31 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 150 mL/h em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que em geral houve queda de microdureza após a usinagem com as espessuras de corte equivalente de 0,09 e 0,27 μm até 40 μm abaixo da superfície. Já para a usinagem com a espessura de corte equivalente de 0,18 μm, o valor da microdureza manteve-se muito próximo do valor médio (433 HV - valor este adquirido na posição de 3000 μm abaixo da borda da superfície retificada antes da usinagem, ou seja, no núcleo da amostra).

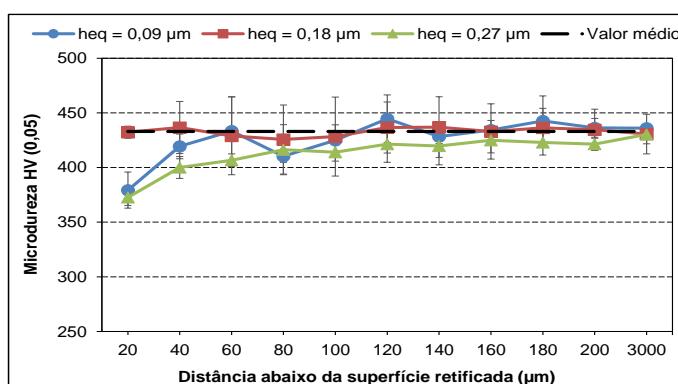


Figura 4.31 – Microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Na Figura 4.32 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que houve queda de microdureza após a condição mais branda e mais severa de usinagem, até 140 μm, enquanto que para a

condição intermediária, $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$ notou-se também uma queda, mas que se estendeu apenas até $60 \mu\text{m}$ abaixo da superfície.

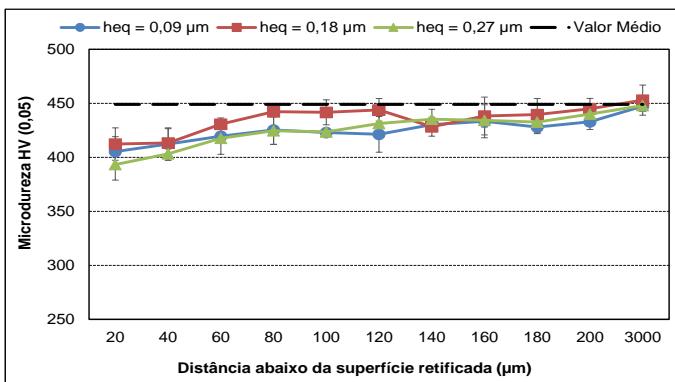


Figura 4.32 – Valores de microdureza das amostras de aço VP ATLAS após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

4.1.2.5 Tensões residuais por difração de raios-X após retificação do aço VP ATLAS COM rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.

São apresentados nas Figuras 4.33 a 4.36 os valores das tensões residuais obtidas após retificação do aço VP ATLAS com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte (conforme Tab.3.3).

Na Figura 4.33 são apresentados os resultados das componentes das tensões residuais no aço VP ATLAS após retificação com a técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que as tensões residuais foram compressivas após a usinagem com o menor e o maior valor de espessura de corte equivalente. Independente do sentido de medição (direções longitudinal (L) e transversal (T)). Segundo Malkin e Guo (2008), a presença de trações de compressão aumenta a resistência à fadiga. Aurich *et al.* (2008) afirmam a prevalência de tensões residuais de compressão sobre a superfície da peça é influenciada predominantemente pela interação mecânica entre o rebolo e a peça na zona de contato. Ao empregar o fluido de corte pela técnica convencional a região de corte é inundada com ele e, portanto, auxiliando na refrigeração no processo de retificação do aço VP ATLAS nas condições investigadas, com isso prevenindo que excessivo calor seja direcionado para a peça e sendo benéfico para o processo em questão.

Para a usinagem com a espessura de corte equivalente de $0,18 \mu\text{m}$ as componentes da tensão residual nas direções transversal e longitudinal não apresentaram diferença significativa entre os valores, que foram de compressão e tração, respectivamente.

Fergani *et al.* (2014), ao realizem ensaios de retificação do aço AISI 52100 com rebolo de Al_2O_3 em várias condições de corte, também mediram as tensões residuais das peças. Eles observaram que a tensão residual na direção do corte foi positiva (do tipo tração). Eles ainda afirmaram que a partir de uma temperatura de 190 °C na peça durante a usinagem ocorreu à geração de tensões residuais trativas. O mesmo comportamento ocorreu na direção transversal ao corte.

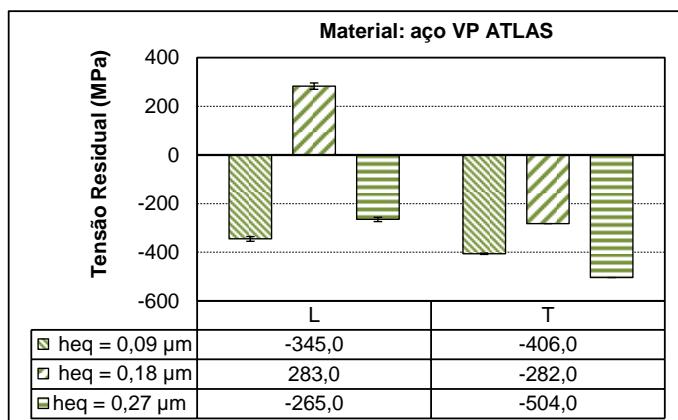


Figura 4.33 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica convencional e em função das espessuras de corte equivalentes.

Nas Figuras 4.34, 4.35 e 4.36 são apresentados os valores das tensões residuais medidas no aço VP ATLAS APÓS a retificação com a técnica MQL com vazões de 60 mL/h, 150 mL/h e 240 mL/h, respectivamente, e para diferentes valores de espessura de corte equivalentes.

Na Figura 4.34 observa-se que todas as de tensões residuais na direção de corte (longitudinal) foram do tipo trativas, enquanto que aquelas no sentido transversal foram compressivas, independente da espessura de corte equivalente testada. O menor valor de tensão trativa foi medido para a menor espessura de corte equivalente (h_{eq}). A usinagem com este menor valor de h_{eq} também proporcionou o maior valor de tensão compressiva na direção transversal. Não se pode afirmar que há uma tendência clara de aumento de tensão trativa e nem de tensão compressiva com a elevação do valor de h_{eq} . Entretanto, o comportamento compressivo das tensões residuais transversais, observado no convencional permanece para todas as h_{eq} analisadas, com o uso da técnica MQL.

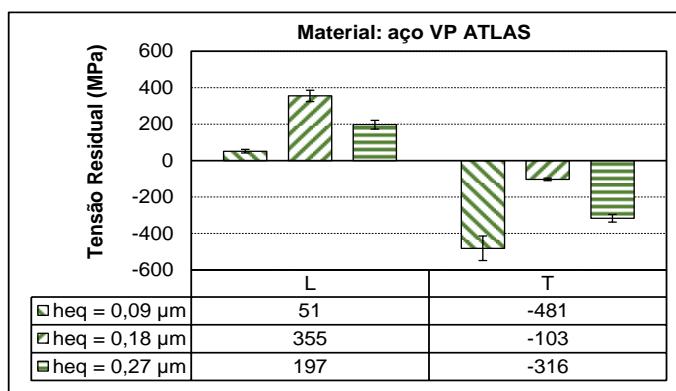


Figura 4.34 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.

Da Figura 4.35 observa-se que o comportamento das tensões de residuais no aço VP ATLAS obtido após a retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h foi semelhante àquele observado após a retificação com a mesma técnica MQL. Porém, com a vazão de 60 mL/h (Figura 4.34), todas as componentes de tensão residual medidas na direção de corte (longitudinal) foram do tipo trativas, enquanto aquelas no sentido transversal foram do tipo compressivas, independente da espessura de corte equivalente testada. Isso mostra que os efeitos térmicos foram mais acentuados na direção do corte. A condição de usinagem intermediária, $h_{eq} = 0,18 \mu m$, gerou o maior valor de tensão residual trativa na direção longitudinal. Ainda comparando os resultados obtidos entre a técnica MQL com vazão de 60 mL/h com a vazão de 150 mL/h, observa-se que os valores de tensão residual de tração no sentido longitudinal para este último são ligeiramente superiores aqueles observados para a menor vazão, enquanto que as tensões residuais de compressão no sentido transversal apresentaram o inverso. Além disso, as tensões compressivas diminuíram com o aumento da espessura de corte equivalente. Em geral, ao usinar com maiores espessuras de corte equivalente, que implicam em maior penetração de trabalho, maior é a geração de calor na região de contato pelo aumento de volume de material sendo removido. Sabe-se que as tensões de tração são causadas principalmente pelo efeito térmico durante a retificação. Pelos resultados, é possível inferir que o valor $h_{eq} = 0,27 \mu m$ é possivelmente um limite além do qual as tensões na direção transversal deixam de ser trativas para serem compressivas, nas condições investigadas.

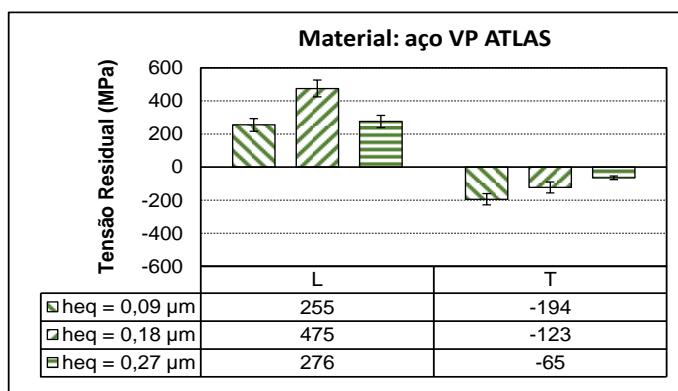


Figura 4.35 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e em função das espessuras de corte equivalente.

Na Figura 4.36 são mostrados os valores das componentes da tensão residual para o aço VP ATLAS após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h e em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}). Observa-se que as tensões residuais longitudinais foram trativas após a usinagem com valores de espessuras de corte equivalente menores que $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$, enquanto que as tensões residuais transversais foram em sua maioria do tipo compressivas. O maior valor de tensão de compressão na direção transversal foi registrado também após a usinagem com $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$. De uma forma geral, ao comparar os resultados obtidos para esta condição, MQL com vazão de 240 mL/h com as demais vazões de 60 e 150 mL/h, nas Figuras 4.34 e 4.35, respectivamente, é possível constatar que a usinagem com a técnica MQL com a maior vazão proporcionou resultados mais vantajosos em termos de produtividade devido às tensões residuais compressivas geradas tanto na direção longitudinal quanto transversal da superfície usinada ao empregar o maior valor de espessura de corte equivalente. Ao comparar os resultados de tensões residuais com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h com os resultados obtidos após a usinagem com a técnica convencional (Figura 4.33), observa-se que a técnica MQL apresentou menor desempenho. Ressalta-se que a técnica convencional proporcionou valores de tensões residuais de compressão em ambas às direções, longitudinal e transversal, para todas as espessuras de corte equivalente (h_{eq}) testadas, com exceção de $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$.

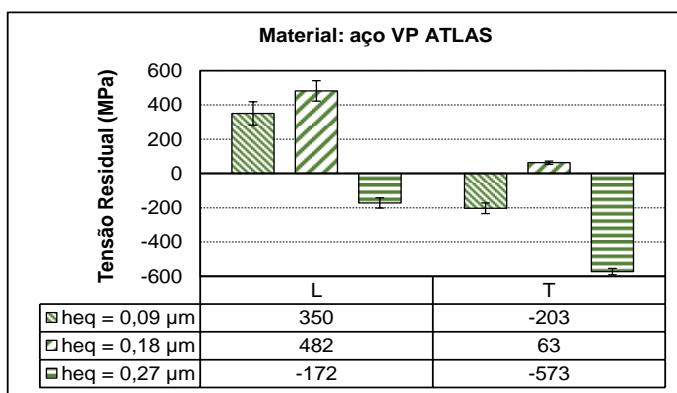


Figura 4.36 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e em função das espessuras de corte equivalente.

4.1.3 Resultados para Aço ABNT VP100

Nesta seção serão apresentados os resultados de rugosidade (R_a) obtidos após a retificação do aço ABNT VP100 com rebolo de óxido de alumínio em diferentes condições de corte, conforme parâmetros da Tab. 3.3. Os resultados dos outros parâmetros rugosidade R_z , R_t e R_q estão apresentados no apêndice, ao final deste documento.

4.1.3.1 Rugosidade da superfície (parâmetro R_a) do aço VP100 após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente

Nas Figuras 4.37 (a) e 4.37 (b) são mostrados os valores médios do parâmetro de rugosidade R_a após cada passe e ao final dos ensaios de retificação, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente para o aço ABNT VP100.

Da Figura 4.37 (a) observa-se que, independentemente das espessuras de corte equivalente, ao fim do primeiro passe o valor de parâmetro R_a foi maior que aqueles para os passes subsequentes até o fim do ensaio. A justificativa para este comportamento pode estar na maior agressividade dos grãos abrasivos do rebolo logo após a operação de dressagem, fazendo com que no início do corte eles estejam mais afiados que no final.

Após usinagem com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte, observa-se que a menor espessura de corte equivalente gerou um valor médio para o parâmetro R_a , 43% menor, em comparação aos valores gerados pelas espessuras de corte equivalente de 0,18 e 0,27 μm (Figura 4.37 (b)). Os valores de rugosidade para esta condição em geral permaneceram abaixo de 0,36 μm e ao comparar os valores de R_a obtidos para o aço VP100 com aqueles registrados para o aço N2711M e VP ATLAS, Figuras 4.1 e 4.18, respectivamente, após a utilização com a mesma técnica, convencional, é possível inferir que a rugosidade para o aço VP100 está dentro da mesma faixa de valores, oscilando entre 0,15 e 0,30 μm .

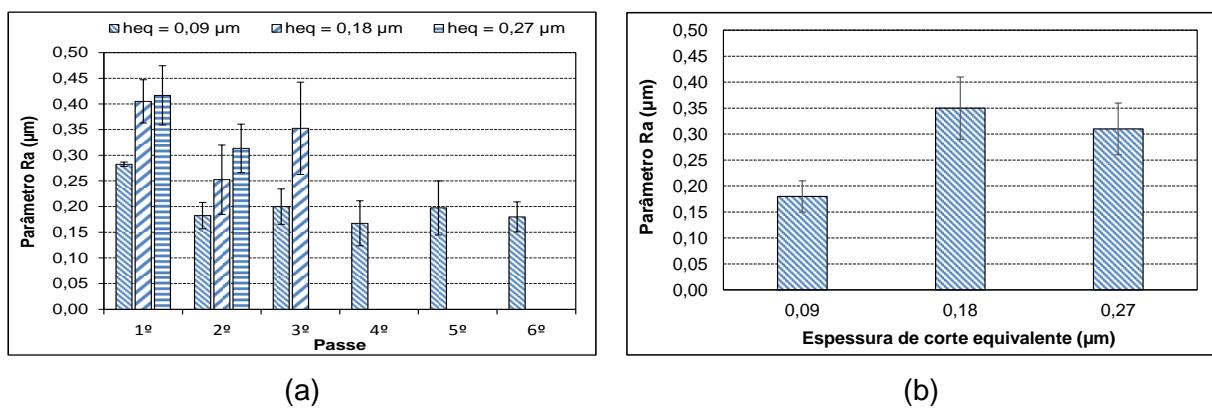


Figura 4.37 – Parâmetro Ra para aço ABNT VP100 após usinagem com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalentes: (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.

4.1.3.2 Rugosidade da superficial (Ra) do aço ABNT VP100 após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL com diferentes vazões e em função da penetração de trabalho

Nas Figuras 4.38 (a) e 4.38 (b) são mostrados os valores de rugosidade Ra no aço ABNT VP100 medidos após cada passe da retificação e ao final de cada ensaio, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h.

Pelos resultados e pelos valores de desvios padrão elevados (grande dispersão), verifica-se que não ocorreu uma diferença significativa no valor médio do parâmetro Ra com a progressão da usinagem, diferentemente do que ocorreu após a usinagem, com a técnica convencional (Figura 4.37 (b)).

A velocidade de saída do fluido (ar) com a técnica MQL é bem maior que a velocidade periférica do rebolo ou velocidade de corte, $V_s = 38\text{m/s}$, o que auxilia no rompimento da barreira aerodinâmica do ar em torno do rebolo, portanto facilitando a penetração tanto do óleo quanto do ar na zona de corte. Ressalta-se que o óleo auxiliar na lubrificação da zona de contato entre rebolo e peça (reduz o atrito e forças de corte) enquanto que o ar possui a função de refrigerar a peça.

Da Figura 4.38 (b) observa-se que os valores médios do parâmetro Ra aumentaram em função das espessuras de corte equivalente. Sendo que o valor de Ra foi 44% menor, para a menor espessura de corte equivalente em relação à maior espessura de corte equivalente. Em estudos realizados por Bianchi *et al.* (1997), que investigaram o processo de retificação, os autores relataram que este fenômeno ocorre porque, inicialmente, com uma menor ae e consequentemente menor h_{eq} , um número menor de grãos atuam na remoção de material em um tempo reduzido de contato, com o incremento nos valores de h_{eq} , a taxa de remoção de material e a área de contato aumentam proporcionalmente em

relação ao número de grãos na região de contato. Com isso há elevação dos esforços de corte da ferramenta sobre a peça, que por sua vez elevam a temperatura na região e consequentemente implicam na perda da qualidade da superfície retificada.

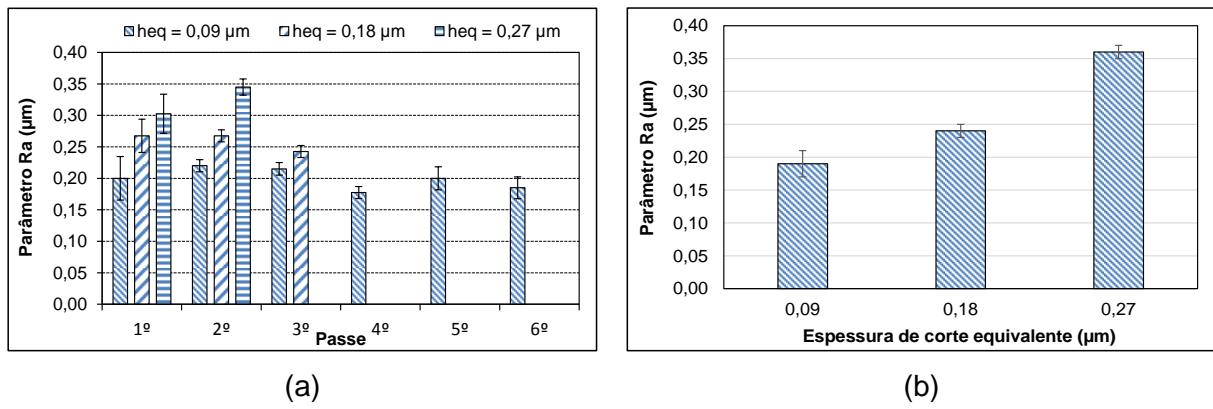


Figura 4.38 – Parâmetro Ra do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL, vazão de 60 mL/h: (a) após cada passe e (b) ao fim do ensaio.

Na Figura 4.39 são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço VP100 após retificação com as técnicas convencional e MQL em função das espessuras de corte equivalente. Observa-se que os valores médios para o parâmetro Ra não apresentaram uma diferença significativa ao comparar as duas técnicas principalmente em condições menos severas de usinagem ($h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$). Em geral Ra aumentou com h_{eq} após a usinagem com técnica MQL. A técnica MQL mostrou-se mais eficiente que a convencional para usinagem em condições menos severas de usinagem, h_{eq} menor que 0,27 μm .

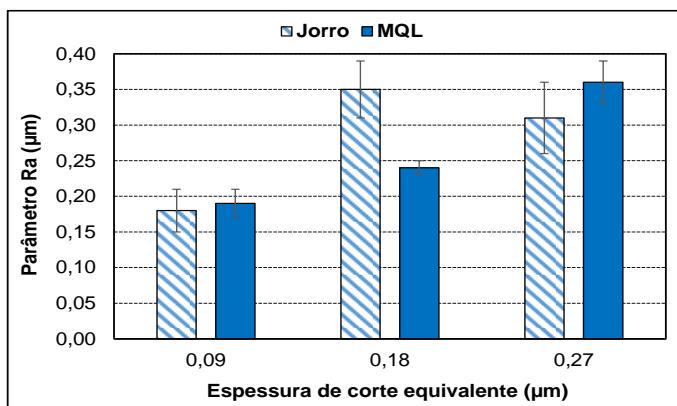


Figura 4.39 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

Nas Figuras 4.40 (a) e 4.40 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra para amostras de aço ABNT VP100 monitorados após cada passe e ao final de cada ensaio,

respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL na vazão de 150 mL/h e rebolo de alumina. Nota-se que parâmetro Ra aumentou após o primeiro passe e foi maior em comparação aos valores gerados nos passes seguintes ao empregar a técnica MQL com vazão de 150 mL/h, assim como ocorreu ao utilizar a técnica convencional (Figura 4.37 (a)), independentemente da h_{eq} empregada. Da Figura 4.40 (a), observa-se que não há uma diferença significativa no valor médio de Ra a partir do segundo passe, para as espessuras de corte equivalente de 0,09 e 0,18 μm , após a usinagem com a técnica MQL.

Da Figura 4.40 (b) observa-se que o parâmetro Ra aumentou com h_{eq} e este comportamento também foi notado após a usinagem com a menor vazão com a técnica MQL, o que está em conformidade com a literatura específica, deterioração do acabamento com o aumento da espessura de corte equivalente (Marinescu *et al.*, 2004).

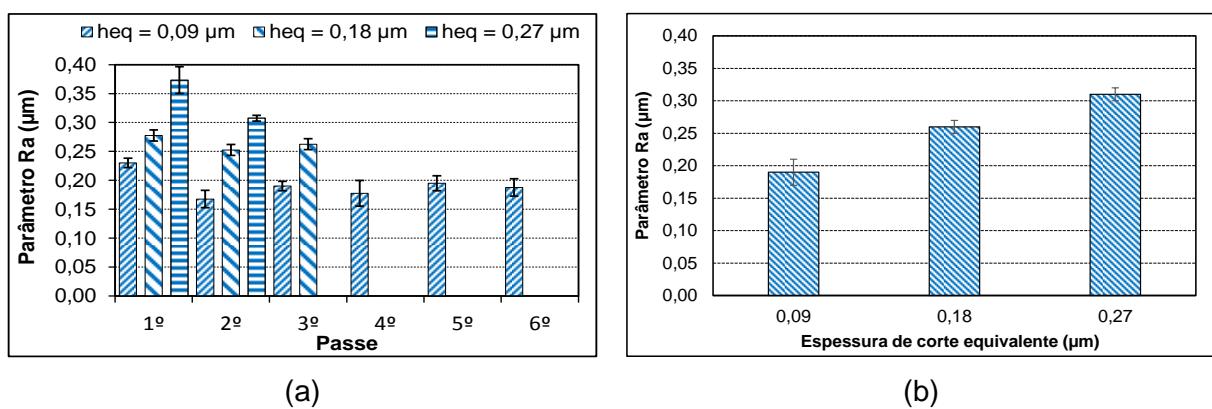


Figura 4.40 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Ao comparar os resultados de rugosidade obtidos, após a usinagem com as técnicas convencional e MQL, com vazão de 150 mL/h (Figura 4.40), pode se observar que a diferença mais significativa entre as duas técnicas de aplicação de fluido ocorreu para $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, condição onde Ra para a técnica MQL foi cerca de 30% inferior.

A usinagem com a técnica MQL gerou valores para Ra que aumentaram em função da h_{eq} . Este aumento da rugosidade da superfície retificada com a penetração de trabalho está de acordo com Klocke *et al.* (2009).

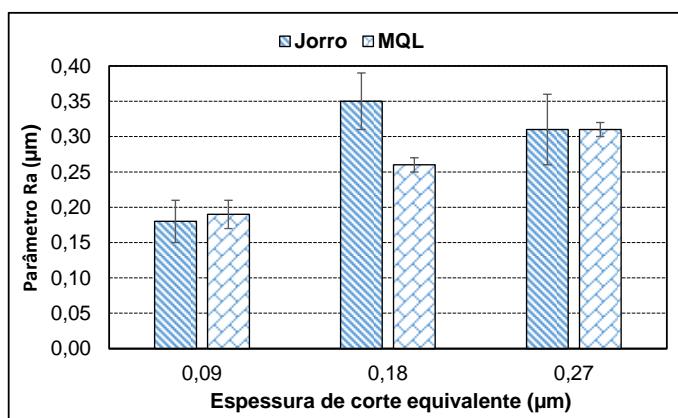


Figura 4.41 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 150 mL/h.

Nas Figuras 4.42 (a) e 4.42 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra das amostras de aço ABNT VP100 medidos após cada passe da retificação e ao final do ensaio, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h. Ao comparar os resultados nestas figuras, nota-se que não ocorreu uma diferença significativa entre os valores médios do parâmetro Ra em função das espessuras de corte equivalente, tanto para o monitoramento passe a passe, quanto como para os valores medidos na superfície gerada após o último passe. Este comportamento foi atípico ao comparar com resultados de Ra registrados após a usinagem com a técnica MQL com vazões de 60 e 150 mL/h. Comportamento semelhante também foi observado após a retificação dos aços N2711M (Figura 4.2) e VP ATLAS (Figura 4.21) com a técnica MQL com vazões de 60 mL/h e 150 mL/h, respectivamente. Por estes resultados, pode-se inferir que a eficiência da vazão da técnica MQL depende do tipo de material a ser usinado, neste caso os aços N2711M, VP ATLAS e VP100.

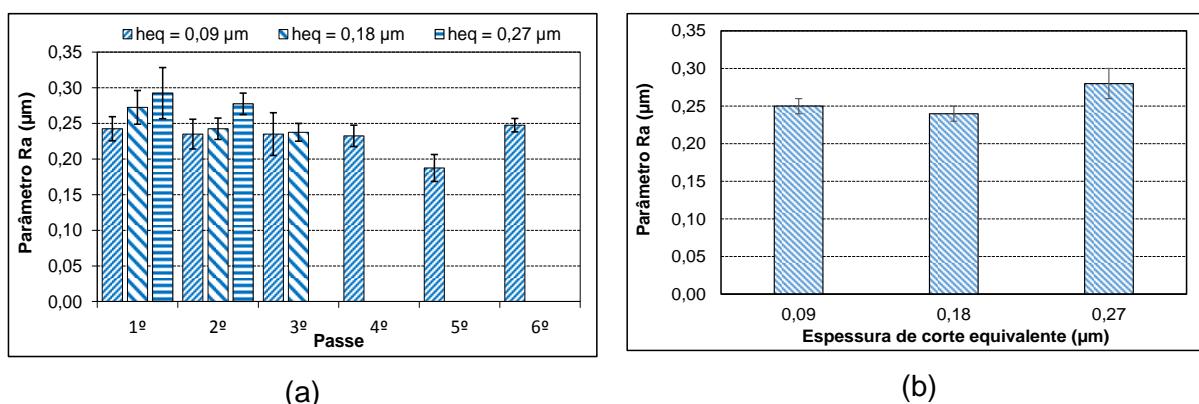


Figura 4.42 – Parâmetro (Ra) para o aço ABNT VP100 adquirido após a retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h: (a) após cada passe e (b) ao fim do ensaio.

Na Figura 4.43 são apresentados os resultados de rugosidade Ra ao fim dos ensaios de retificação com as técnicas convencional e MQL e em função das espessuras de corte equivalente. Observa-se que o menor valor de rugosidade Ra ocorreu após a usinagem com a técnica convencional e a menor espessura de corte equivalente. A rugosidade Ra foi em geral 28% menor após a usinagem com $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$ e técnica MQL.

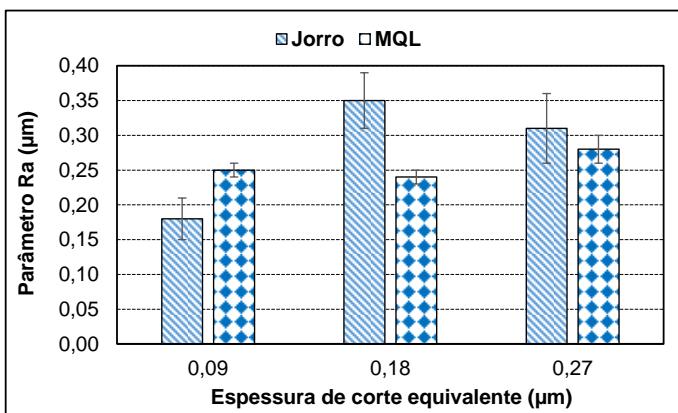


Figura 4.43 – Rugosidade Ra para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após a usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

4.1.3.3 *Imagens das superfícies de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica convencional e em diferentes condições de corte*

Nas Figuras 4.44 (a) a 4.44 (c) são apresentadas as imagens de MEV de superfícies retificadas com a técnica convencional de amostras do aço ABNT VP100 em diferentes condições de corte. Observa-se que as superfícies estão isentas de materiais aderidos em todas as condições investigadas, o que permite inferir que a aplicação de fluido de corte em abundância durante a retificação deste aço auxiliou na remoção de cavaco e manutenção da limpeza da peça, como também na melhor textura da peça. A ausência de materiais aderidos à superfície também foi observada nas amostras dos aços N2711M e VP ATLAS após a retificação com a técnica convencional. Destas figuras pode-se observar ainda que as marcas deixadas pelos abrasivos durante a usinagem estão bem definidas e que a largura dos sulcos foi proporcional à penetração de trabalho utilizada. Sabe-se que ao variar a penetração de trabalho do rebolo, maior é área de contato do rebolo com a peça. Além disso, as marcas ou riscos orientados no sentido de corte nas Figuras 4.44 (a) a (c) evidenciam uma textura típica de aços mesmo com elevada dureza que é retificada em condições semelhantes a estas empregadas neste trabalho.

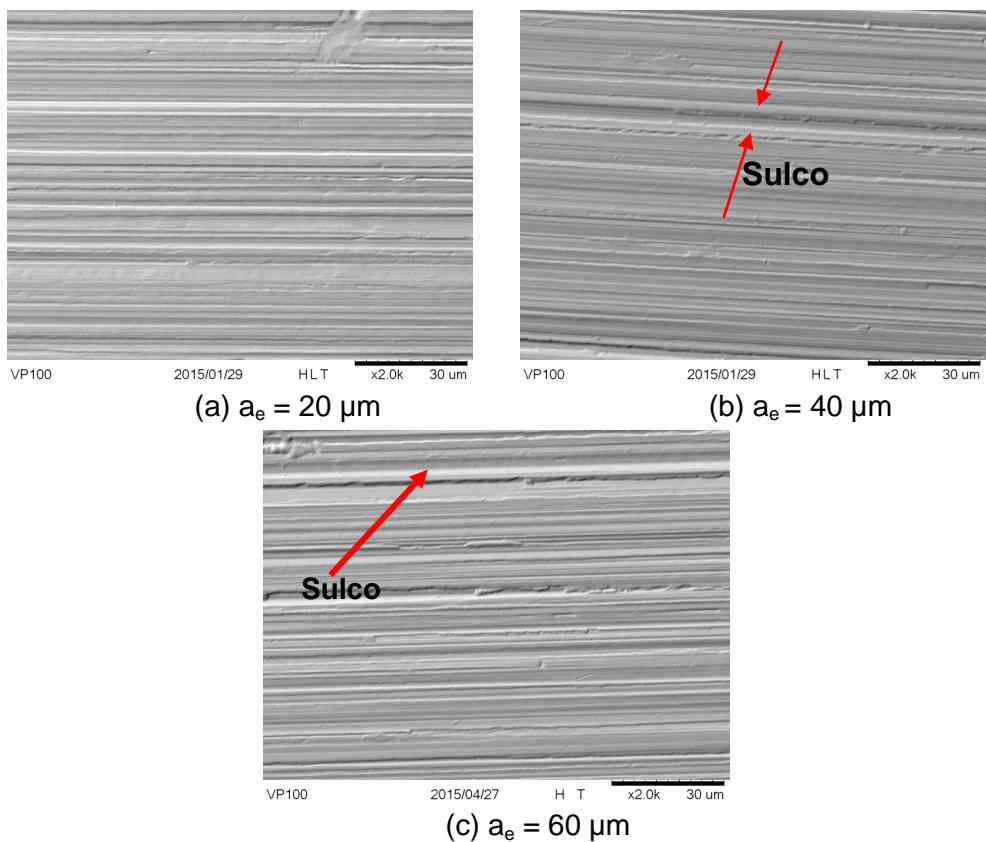


Figura 4.44 – MEV das superfícies do aço VP100 retificadas com a técnica convencional: (a) após seis passes de 20 μm , (b) após três passes de 40 μm e (c) após dois passes de 60 μm .

4.1.3.4 MEV das superfícies de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com diferentes vazões

Nas Figuras 4.45 (a) a 4.45 (f) são mostradas as superfícies do aço ABNT VP100 retificadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h e espectros dos elementos presentes nos detritos sobre as superfícies que foram adquiridas por meio da técnica EDS. Observam-se marcas bem definidas deixadas por materiais abrasivos como também evidência de detritos, material da peça, que permaneceram no rebolo durante a usinagem por alguns instantes e, em seguida, se desprenderam. Alguns deles foram depositados sobre a superfície da peça pelo próprio movimento do rebolo e da pressão dele sobre a peça. Pelos espectros EDS pode-se observar que os elementos principais nestes detritos são o ferro, manganês, níquel e o carbono, oriundos do material da peça. Em geral, a pior textura foi observada ao empregar a maior penetração e trabalho (Figura 4.45 (e)). Ao comparar estas superfícies (Figura 4.45) com as superfícies geradas após a usinagem com a técnica convencional (Figura 4.44), observa-se que as superfícies usinadas com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h não estão com as marcas de avanço tão regulares como aquelas da Figura 4.44. Há ainda evidência de material aderido como também de material da peça que

foi empurrado de lado pelos abrasivos (Figura 4.44 (a)), o que permite inferir que houve deformação plástica mais intensa nestas condições de usinagem.

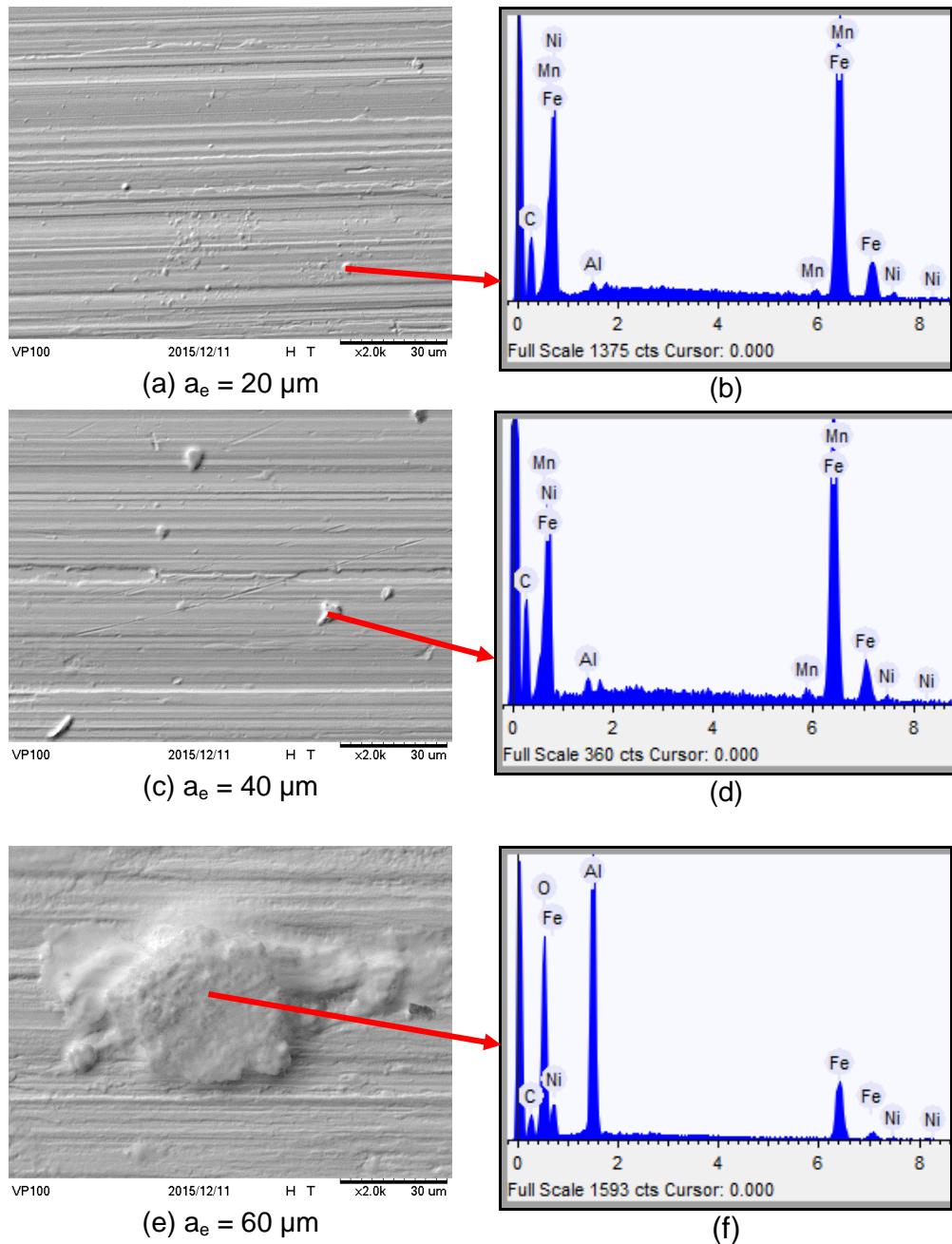


Figura 4.45 – MEV das superfícies retificadas do aço VP100 com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h após: (a) seis passes de 20 μm, (c) três passes de 40 μm e (e) dois passes de 60 μm, (b); (d) e (f) os espectros dos elementos existentes nos detritos apontados nas letras (a), (c) e (e) respectivamente.

Nas Figuras 4.46 (a) a 4.46 (f) são apresentadas as imagens das superfícies retificadas com a técnica MQL e vazão de 150 mL/h, juntamente com os espectros dos

elementos presentes nos materiais aderidos à superfície, pela técnica EDS. Nota-se que há a presença de materiais aderidos em todas as superfícies, independente da penetração de trabalho empregada.

As seções dos cavacos gerados à medida que se tornam maiores, os poros do rebolo não são capazes de alojar esses cavacos, pelo aumento da penetração de trabalho. O fluxo de ar torna-se ineficiente em removê-los da interface de contato rebolo-peça. Os cavacos que se alojam nos poros do rebolo prejudicam o corte; aumentam os esforços dos abrasivos da ferramenta sobre a peça e prejudica o acabamento da peça (Figura 4.46). Além disso, observa-se a presença de material da peça que deformado plasticamente após a usinagem com as penetrações de trabalho de 20 e 40 µm e técnica MQL na vazão de 150 mL/h (Figura 4.46). Observa-se ainda que os sulcos nas superfícies retificadas não se apresentam regulares como observado para as superfícies que foram usinadas com a técnica convencional e com MQL e vazão de 60 mL/h (Figuras 4.44 e 4.45, respectivamente). Há evidência de material da peça deformado plasticamente sobre a superfície, o que pode ser comprovado pelos espectros obtidos por EDS para os locais indicados nas Figuras 4.46 (a), (c) e (e), onde estão presentes os principais elementos químicos da composição do aço: o ferro, manganês, níquel, cromo e carbono.

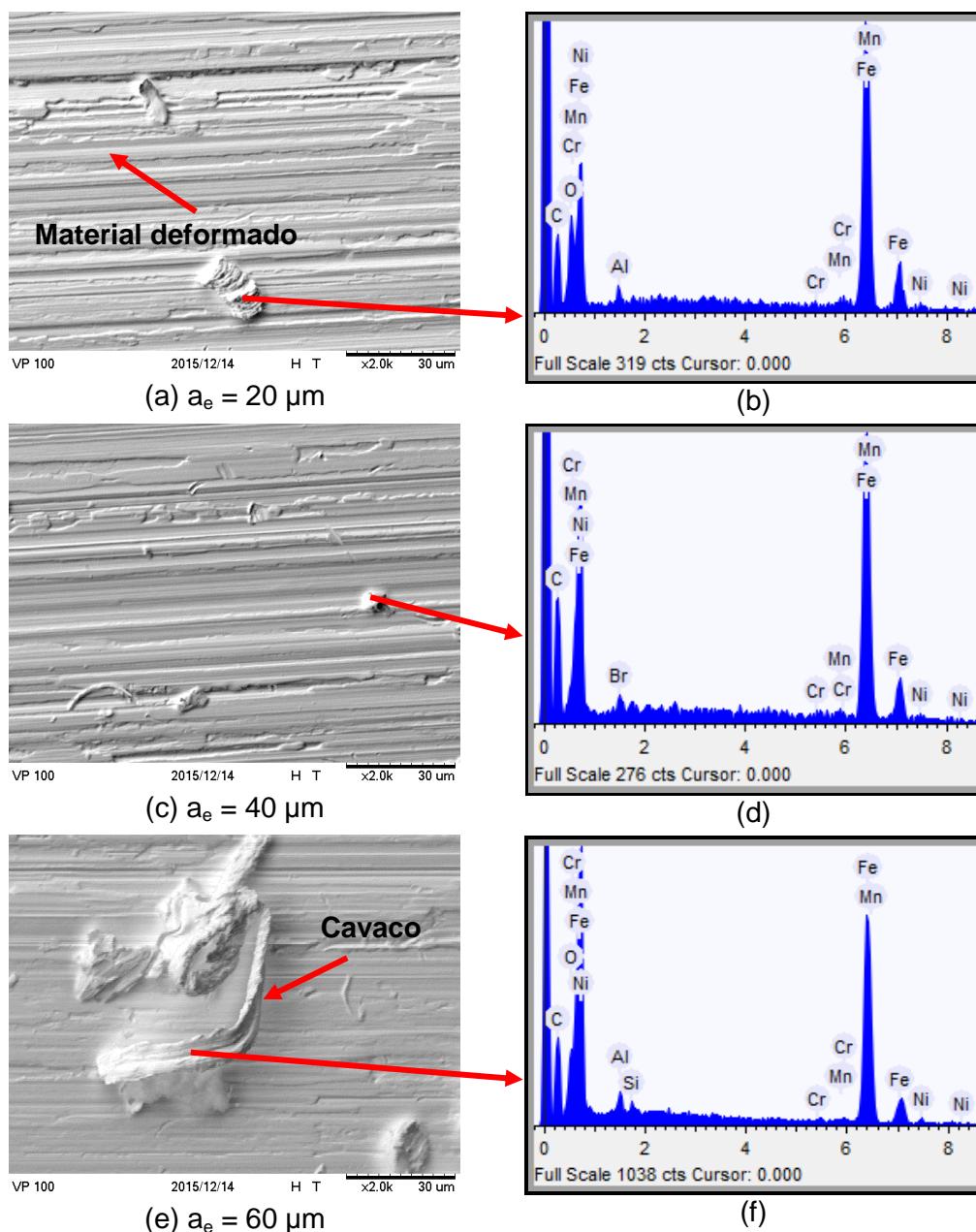


Figura 4.46 – MEV das superfícies do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passos de 20 μm , (c) após três passos de 40 μm e (e) após dois passos de 60 μm ; (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados na Figuras 4.46 (a), (c) e (e) respectivamente.

Nas Figuras 4.47(a) a 4.47(f) são apresentadas as imagens das superfícies retificadas das amostras de aço ABNT VP100 após a usinagem com técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações e trabalho, juntamente com os espectros dos elementos presentes.

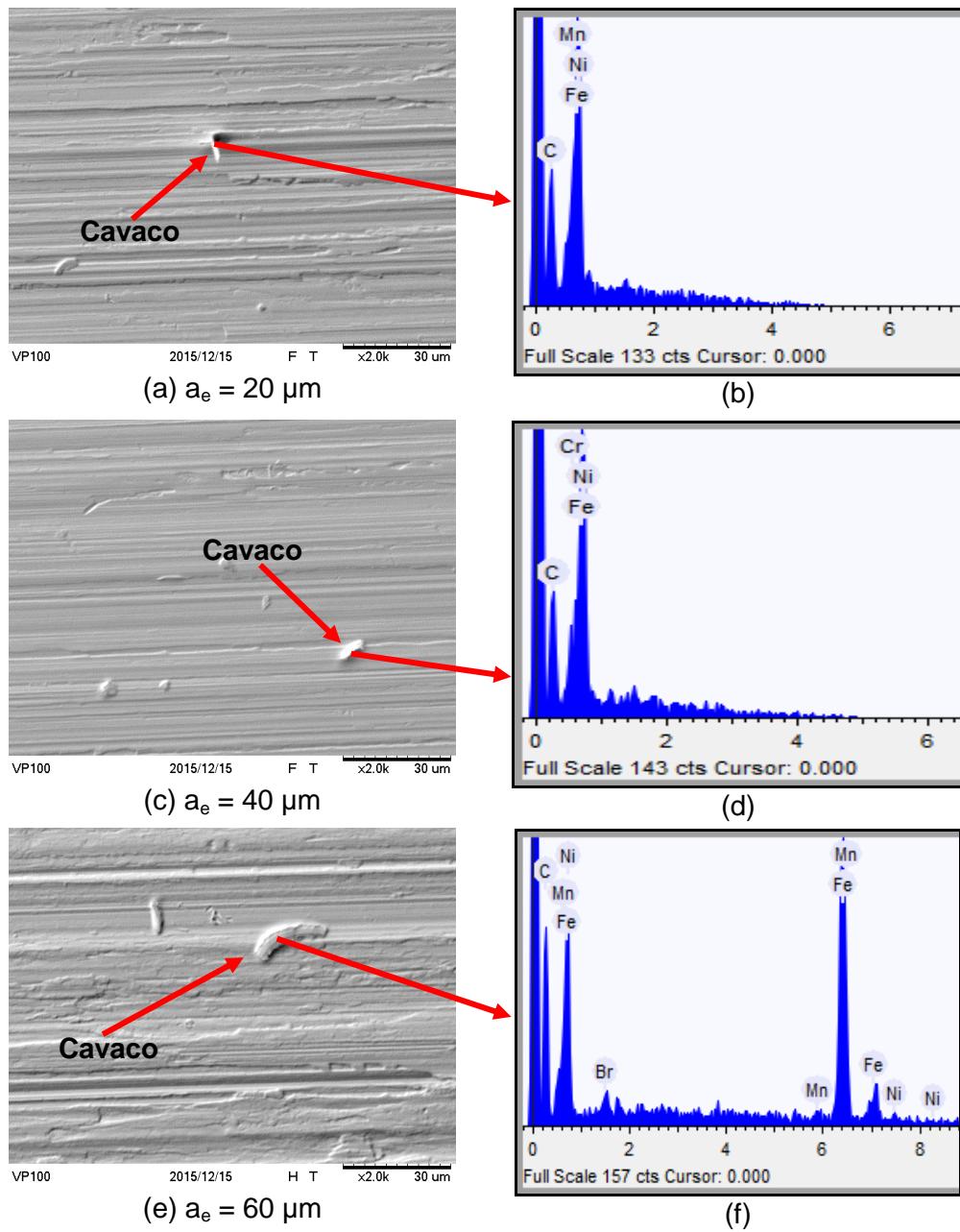


Figura 4.47 – MEV das superfícies do aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 μm , (c) após três passes de 40 μm e (e) após dois passes de 60 μm ; (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados na Figuras 4.45 (a), (c) e (e) respectivamente.

Da Figura 4.47 observa-se ainda que a usinagem com a maior penetração de trabalho gerou uma superfície com maior quantidade de material deformado plasticamente que permaneceu aderido sobre ela (Figura 4.47 (a), 4.47 (b) e 4.47 (c)) até o final da usinagem. Pelos espectros obtidos com a técnica EDS (Figuras 4.47 (b), 4.47 (d) e 4.47 (f)) foram identificados os elementos ferro, manganês, níquel e carbono como principais constituintes das estruturas identificadas.

4.1.3.5 Microdureza do aço ABNT VP100 com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte.

Nas Figuras 4.48 a 4.51 são mostrados os valores de microdureza para o aço VP100 após a retificação com as técnicas convencional e MQL com vazões de 60, 150 e 240 mL/h, para diferentes espessuras de corte equivalente, respectivamente.

Da Figura 4.48, após a retificação do aço VP100 com a técnica convencional com diferentes espessuras de corte (h_{eq}), observa-se que em geral houve queda de dureza independente do h_{eq} empregada. Para h_{eq} iguais a 0,18 e 0,27 μm e a uma distância de 20 μm abaixo da superfície retificada houve uma queda de 14% na microdureza em relação ao valor médio (462 HV). Sendo que para a menor e a maior espessura de corte equivalente, as alterações no valor da microdureza foram significativas entre as distâncias de 20 a 60 μm abaixo da superfície em comparação ao valor médio de microdureza. Já ao se usinar com espessura de corte equivalente intermediária, 0,18 μm , observou-se uma queda mais acentuada no valor da microdureza até cerca de 160 μm abaixo da superfície retificada; queda esta, que segundo Aurich *et al.* (2008), pode ter ocorrido por um revenimento da subsuperfície do material.

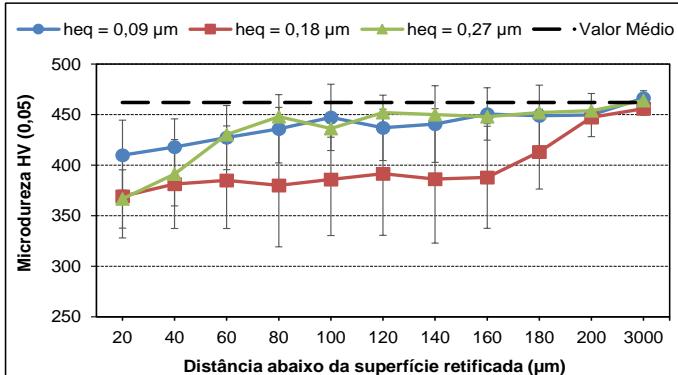


Figura 4.48 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica convencional e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Segundo Marinescu *et al.* (2007), investigações durante processo de retificação de aços têm revelado um efeito desfavorável de condições de corte não apropriadas sobre a microdureza em um gradiente normal à superfície durante a retificação com emulsão, o que gera uma queda de dureza em uma faixa abaixo da superfície retificada. Neste caso específico, uma alternativa seria o uso do óleo integral que poderia evitar uma influência negativa na microdureza na subsuperfície da face retificada, uma vez que o atrito na zona de contato tende a diminuir pela melhoria da lubrificação proporcionada com este tipo de fluido de corte.

Na Figura 4.49 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço ABNT VP100 após a retificação com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que os valores gerados após o processo de retificação foram pouco afetados, quando comparados ao valor médio de microdureza igual a 460 HV, o que se aproxima da condição desejada durante a retificação de aços, que é a não ocorrência de alterações nos valores da microdureza após um processo de usinagem. Ao contrário do observado para a microdureza obtida após a retificação com a técnica convencional com a espessura de corte equivalente igual a 0,18 µm (Figura 4.48), a microdureza obtida para o aço VP100 após a retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e mesma h_{eq} praticamente se manteve inalterada ao longo de todo o perfil investigado.

Uma das razões para o melhor desempenho da técnica MQL com vazão de 60 mL/h em relação à técnica convencional de aplicação de fluido de corte em termos de microdureza para o aço VP100 pode estar relacionada com o fluido de corte aplicado. O uso de óleo integral aplicado com a técnica MQL, ou seja, em baixa quantidade durante a retificação propiciou a redução do atrito na interface de contato (rebolo/peça), o que gerou um gradiente de temperatura normal à superfície retificada menor em comparação ao gradiente gerado com a técnica convencional com emulsão, o que gerou menor interferência na microdureza e está em conformidade com Marinescu *et al.* (2007). O formato do bocal também exerce forte influência sobre a faixa de deposição e sobre o espectro das gotas. O bocal com orifício circular apresenta jato cônicoo e deposição circular enquanto que bocal em forma de rasgo origina jato, em forma de leque e deposição linear.

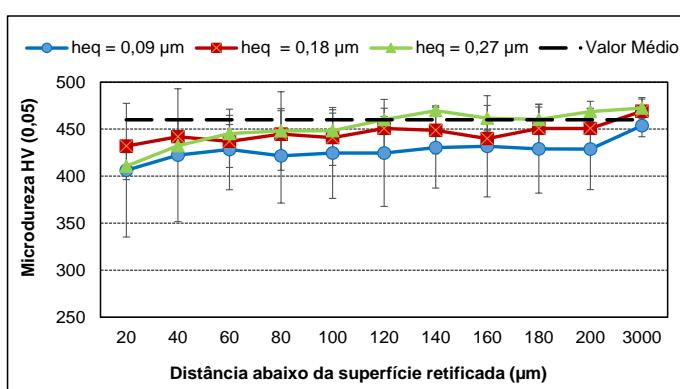


Figura 4.49– Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Na Figura 4.50 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço ABNT VP100, após a retificação com a técnica MQL e vazão de 150 mL/h e com diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que a usinagem com espessuras de corte equivalente inferiores a 0,27 μm praticamente não afetaram os valores de microdureza, em comparação ao valor médio de microdureza igual a 482 HV. Já a usinagem com maior espessura de corte equivalente gerou uma queda no valor da microdureza em torno de 15% em comparação ao valor médio a 20 μm da borda retificada. Esta queda no valor foi significativa até a posição de 60 μm abaixo da borda da superfície retificada. De acordo com Malkin e Guo (2008), os aços endurecidos podem apresentar queda na dureza logo abaixo da superfície retificada devido ao revenimento, que está associado às altas temperaturas, fazendo o material assumir uma característica dúctil na região afetada.

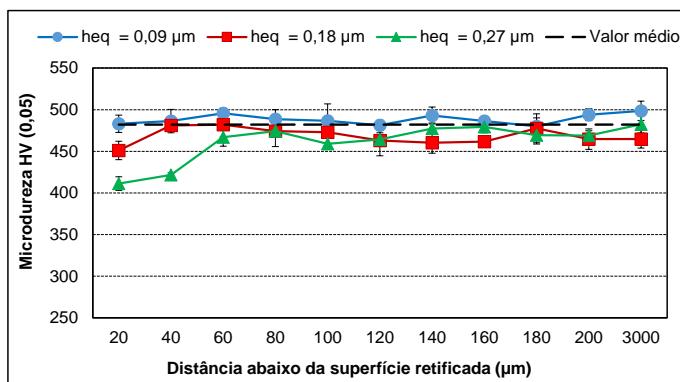


Figura 4.50 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Na Figura 4.51 são mostrados os valores de microdureza obtidos para o aço ABNT VP100 após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h em diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se uma queda da microdureza até a posição de 80 μm abaixo da superfície retificada, independentemente da espessura de corte equivalente testada, em comparação ao valor médio de microdureza (466 HV) obtido para esta amostra.

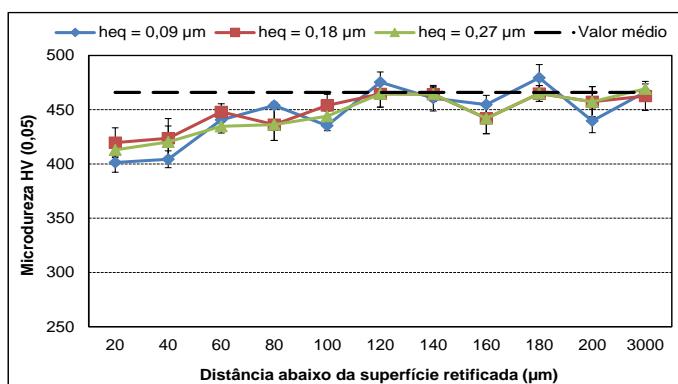


Figura 4.51 – Valores de microdureza das amostras de aço ABNT VP100 após retificação com a técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes valores de espessura de corte equivalente.

Observa-se ainda da Fig. 4.51 que os ensaios realizados com a técnica MQL geraram valores de microdureza próximos ao valor médio de microdureza, em comparação aos valores gerados com a técnica convencional tomada para as espessuras de corte equivalente de 0,18 e 0,27 μm e para a posição de 20 μm abaixo da borda da superfície retificada. Uma provável explicação para este fato deve-se à melhoria da lubricidade proporcionada pelo óleo da técnica MQL na região de corte em conjunto com a queda da temperatura do fluido dentro do bocal pela expansão do ar ao chegar ao bocal, já que houve condensação d'água nas paredes externas do bocal nestas condições. Esta combinação favorece as condições tribológicas de retificação e torna o processo mais eficiente.

Nguyen *et al.* (2003) em seus estudos em retificação do aço 1045 observaram que a baixa diferença dos valores de dureza na subsuperfície da peça aponta a uma significativa redução do impacto térmico sobre a superfície após o emprego de ar comprimido frio (20°C). O ar comprimido auxilia no transporte das gotículas de óleo de base vegetal em relação ao uso de um fluido de corte emulsãoável que é aplicado pela técnica convencional (abundância ou jorro).

De uma forma geral, a usinagem com a técnica MQL afetou menos a microdureza entre as posições de 20 a 40 μm abaixo da face retificada em aço ABNT VP100, quando comparado aos resultados gerados pela técnica convencional, com as espessuras de corte equivalente de 0,18 e 0,27 μm .

4.1.3.6 Tensões residuais por difração de raios-X após retificação do aço ABNT VP100 com rebolo de óxido de alumínio e em diferentes condições de corte

Na Figura 4.52 são apresentadas as tensões residuais após a retificação do aço ABNT VP100 com a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente. Nota-

se que as componentes longitudinais da tensão residual são de tração, enquanto que as componentes transversais de tensão residual foram compressivas. Sendo que para estas últimas os valores foram bem próximos após a usinagem com espessura de corte equivalentes até 0,18 µm. Acima deste valor, as tensões foram menores.

Em geral, durante o processo de retificação as trincas surgem e se propagam na direção perpendicular aquela de corte. Como já bem consolidado na literatura, os valores de tensão residuais de tração no sentido transversal são benéficos, pois minimizam ou previnem a ocorrência de trincas da peça, quando esta está em trabalho. Ao comparar estes resultados com aqueles obtidos para o aço VP ATLAS após retificação nas mesmas condições de usinagem (Figura 4.33), observa-se que naquele caso, as tensões residuais foram quase todas de tração, independente da direção avaliada. Estes resultados diferentes para cada material indicam que a composição química e microestrutura interferem no tipo de tensão residual remanescente no material após a usinagem. Fergani *et al.* (2014), após a retificação do aço para rolamento endurecido, AISI 52100 (64 HRc), com um rebolo de óxido de alumínio, observaram que o estresse mecânico exerce um efeito limitado sobre a geração de tensão residual de tração.

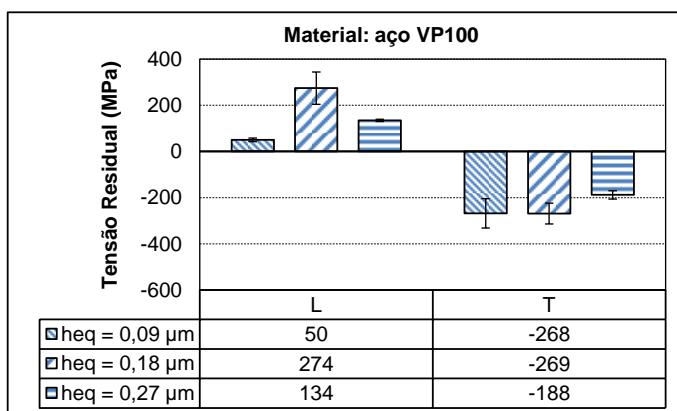


Figura 4.52 – Tensões residuais após a retificação das amostras de aço ABNT VP100 com a técnica convencional de aplicação de fluido e corte para diferentes espessuras de corte equivalente.

Nas Figuras 4.53 (a) e 4.53 (b) são mostrados os valores das componentes da tensão residual em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}) após a usinagem com a técnica MQL nas respectivas vazões de 60 e 240 mL/h. Observa-se que as componentes longitudinais foram tratativas, enquanto que as transversais foram compressivas para ambas as vazões, comportamento este que foi verificado também para este aço VP100 e os demais já analisados (N2711M e VP ATLAS) na maioria das condições investigadas.

Nota-se que a usinagem com a menor vazão de fluido proporcionou valores de componentes longitudinais que aumentaram com h_{eq} , enquanto que as componentes transversais apresentaram comportamento inverso, ou seja, decresceram com a elevação de h_{eq} (Figura 4.53 (a)). Segundo Ding *et al* (2015), quem realizaram um estudo sobre a retificação do aço MARAGING C250 com rebolo vitrificado de CBN (com granulometria 120) vitrificado com diferentes velocidades de corte, a tensão residual de origem térmica, tensão de tração, é gerada principalmente quando a energia específica de retificação alcança certo valor.

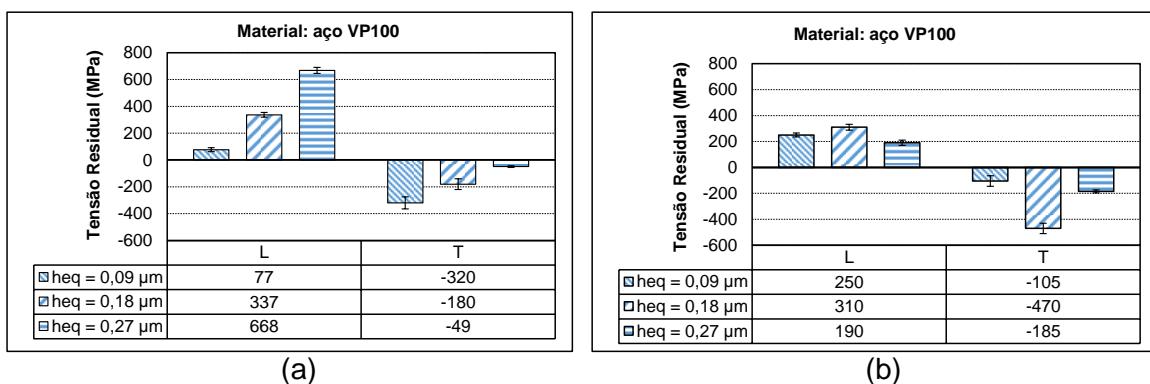


Figura 4.53 – Tensões residuais após a retificação do aço VP100 em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL nas vazões de: (a) 60 mL/h e (b) 240 mL/h.

4.1.4 Rugosidade da superfície para os três materiais testados após a usinagem com o rebolo de óxido de alumínio em várias condições de corte

Na Figura 4.54 são mostrados de rugosidade Ra para todos os aços investigados (N2711M, VP ATLAS e VP100) após a retificação com o rebolo Al_2O_3 com várias espessuras de corte equivalente em diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte: convencional (com vazão de 545 L/h) e MQL com as vazões de 60, 150 e 240 mL/h. Desta figura observa-se que os valores de Ra situaram-se muito próximos após a retificação com o menor valor de espessura de corte equivalente para ambas às técnicas, convencional e MQL, com vazão de 60 mL/h, independente do material usinado.

Observa-se ainda que ao empregar a técnica MQL com a menor vazão, a rugosidade Ra não apresentou nenhuma variação significativa para as três espessuras de corte equivalente para os aços N2711M e VP ATLAS. Estes resultados são curiosamente inesperados, pois vão em direção oposta ao que é normalmente relatado na literatura específica. Segundo Fathallah *et al.* (2009), os parâmetros de rugosidade, como Ra e Rt, variam com a penetração de trabalho. Estes resultados são também positivos, pois indicam que a retificação pode ser realizada sob condições mais severas de usinagem, maior h_{eq} ,

consequentemente aumento de produtividade, sem acarretar prejuízo para a peça. Marinescu *et al.* (2004) afirmam que o parâmetro de rugosidade R_t é dependente da penetração de trabalho (a_e) conforme a relação em que R_t é igual a raiz quadra de a_e . Este comportamento pode ser atribuído às melhores condições tribológicas entre rebolo e peça que foram proporcionadas pela técnica MQL com vazão de 60 mL/h.

Quanto aço ABNT VP100, os resultados de rugosidade se apresentaram conforme o que é relatado na literatura específica, o valor do parâmetro R_a aumentou significativamente com a espessura de corte equivalente, independente da técnica e da vazão de aplicação do fluido de corte empregado. O mesmo desempenho da técnica MQL observado para os outros aços, em termos de garantir que a rugosidade não aumentasse com h_{eq} para menor vazão de fluido de corte, não foi observado para o aço VP100. Considerando a técnica MQL, a menor variação na rugosidade para este aço foi observada após a usinagem com a vazão de 240 mL/h, contudo, os valores foram superiores a 0,24 μm .

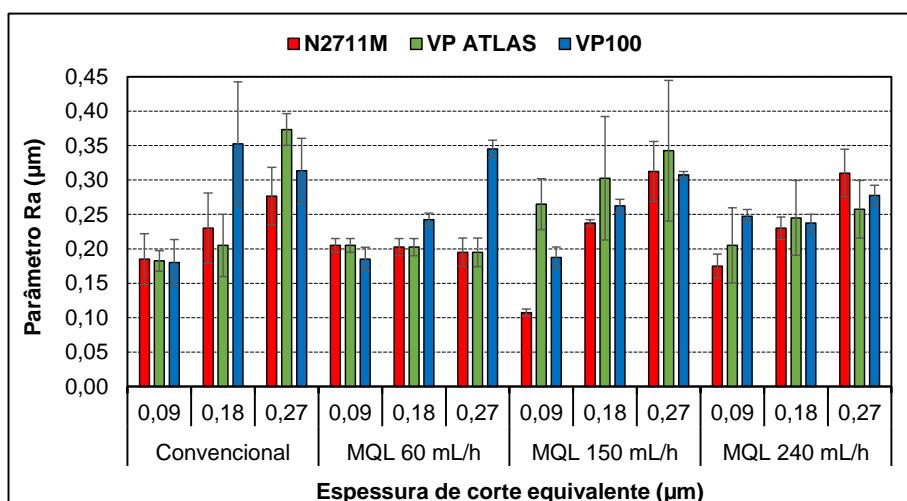


Figura 4.54 – Rugosidade (Ra) para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de óxido de alumínio.

A usinagem com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h em geral resultou em valores rugosidade Ra ligeiramente maiores que aqueles obtidos com a vazão de 60 mL/h, com espessura de corte equivalente superior a 0,09 μm . A rugosidade para os três aços também aumentou com as espessuras de corte equivalente.

Ao retificar amostras de aço N2711M com a técnica MQL com a maior vazão e a maior espessura de corte equivalente observou-se que foi gerado o maior valor para o parâmetro Ra, enquanto que, para a menor espessura de corte equivalente registrou-se o menor valor.

De uma forma geral, nota-se que os valores do parâmetro Ra para ambas as técnicas usadas na aplicação dos fluidos de corte, situaram-se no intervalo de $0,09 < Ra < 0,46 \mu\text{m}$,

independentemente das espessuras de corte equivalente utilizada. Nota-se que o limite superior está bem abaixo do valor de R_a 1,6 μm ; um limite tolerável para acabamento na operação de retificação de semi-acabamento, segundo Malkin e Guo (2008) e Marinescu *et al.* (2007).

4.2 Ensaios de retificação plana tangencial com uso do rebolo de carbeto de silício (SiC)

Nesta sessão serão apresentados e discutidos os resultados dos parâmetros de rugosidade (R_a), imagens das superfícies retificadas via MEV, microtureza e tensão residual para os aços ABNT VP100[®], VP ATLAS[®] e o N2711M após usinagem com rebolo de carbeto de silício (SiC) e com as técnicas convencional e MQL com vazões 60 e 240 mL/h.

4.2.1 Resultados para o aço ABNT N2711M com rebolo de SiC

Os ensaios para o aço ABNT N2711M com a técnica convencional foram realizados com uma vazão de 545 L/h. A seguir são apresentados os resultados para os parâmetros de rugosidade (R_a), microtureza, a imagem da superfície retificada, a tensão residual e a micrografia com as seguintes penetrações de trabalho: 20, 40 e 60 μm o que corresponde as respectivas espessuras de corte equivalente: 0,09, 0,18 e 0,27 μm .

4.2.1.1 Rugosidade da superfície (parâmetro R_a) após a retificação com fluido de corte pela técnica convencional em diferentes espessuras de corte equivalente.

Nas Figuras 4.55 (a) e 4.55 (b) são apresentados os resultados da rugosidade R_a para o aço ABNT N2711M com a técnica convencional para aplicação do fluido de corte monitorada a cada passe dos ensaios e ao fim do ensaio, respectivamente, para diferentes espessuras de corte equivalentes.

Da Figura 4.55 (a), observa-se que o valor do parâmetro R_a foi diminuindo até o terceiro passe, mas sofreu uma elevação significativa a partir deste. A elevação permaneceu até o quinto passe e então sofreu uma ligeira queda no sexto passe, quando se utilizou $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$. Já a usinagem com $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, o primeiro passe gerou o maior o valor de R_a em comparação com os demais passes.

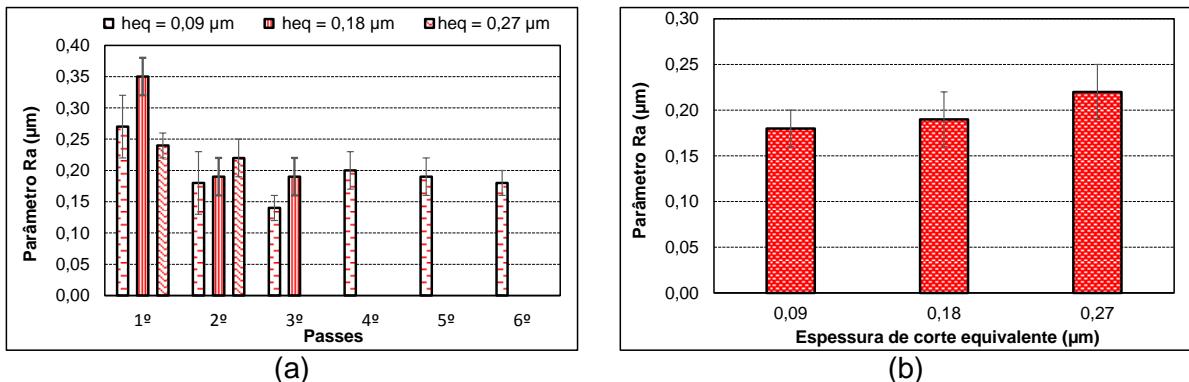


Figura 4.55 – Parâmetro Ra para aço ABNT N2711M após retificação com rebolo de SiC e a técnica convencional em função h_{eq} : (a) ao final de cada passe de retificação e (b) final do ensaio.

4.2.1.2 Rugosidade da superfície (parâmetro Ra) após a retificação com fluido de corte pela técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente.

A seguir os resultados de integridade superficial para o aço ABNT N2711M com utilização da técnica MQL em diferentes vazões.

Nas Figuras 4.56 (a) e 4.56 (b) são mostrados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra ao fim de cada passe do rebolo e ao final de cada ensaio, respectivamente, após a usinagem do ABNT N2711M. Nota-se que houve uma agressividade maior do rebolo no primeiro passe para todas as espessuras de corte equivalente (Figura 4.56 (a)), justificada pela dressagem antes de cada ensaio, o que pode gerar valores mais elevados para o Ra, sendo que a menor espessura de corte equivalente gerou os piores valores de Ra com exceção do segundo passe.

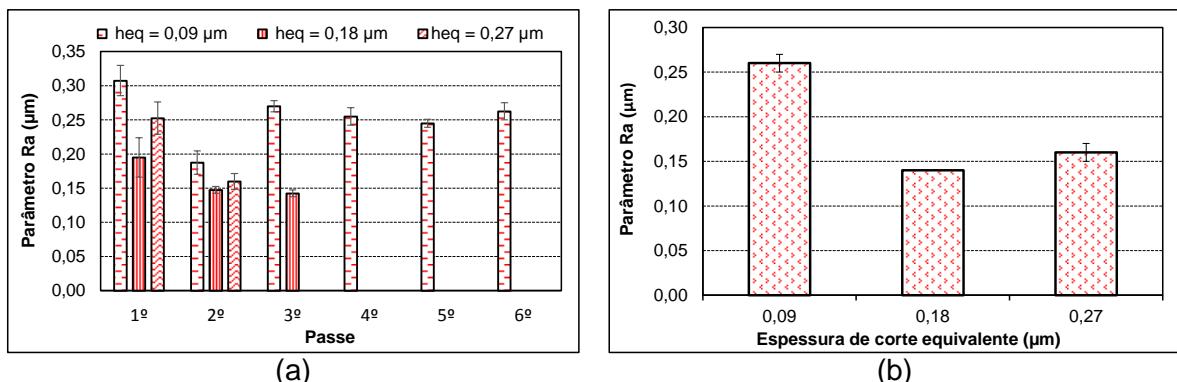


Figura 4.56 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após os ensaios com o rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.57 são mostrados os valores médios para o parâmetro de rugosidade Ra ao fim dos ensaios de retificação com a técnica convencional e a técnica MQL em função das espessuras de corte equivalente, após retificação total de 0,12 mm de profundidade. Observa-se que a usinagem com técnica MQL para as espessuras de corte equivalentes superiores a 0,09 μm geraram valores de Ra menores em comparação aos valores gerados pela técnica convencional, mas para o valor de h_{eq} igual a 0,09 μm a rugosidade foi cerca de 30% inferior ao empregar a técnica MQL. Silva *et al.* (2013), ao avaliarem o desempenho da técnica MQL na retificação cilíndrica de mergulho do aço endurecido AISI 4340 (50 – 52 HRc), relataram os valores de Ra reduziram com o uso da técnica MQL em comparação com a técnica convencional, justificado pela melhor lubrificação na região de contato proporcionada pelo óleo do MQL. Isso demonstra que a técnica MQL foi mais eficiente em condições de corte mais severas para este material.

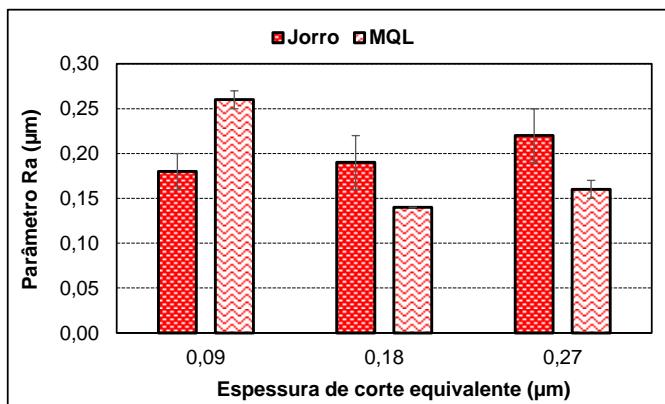


Figura 4.57 – Parâmetro Ra para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

Pelas Figuras 4.58 (a) e 4.58 (b) são apresentados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra ao fim de cada passe e ao final de cada ensaio, respectivamente.

Pela Figura 4.58 (a) nota-se que não ocorreu uma diferença significativa para os valores médios do parâmetro Ra entre os seis passes, enquanto que para a maior espessura de corte equivalente ocorreu uma diferença significativa entre o primeiro e o último passe. Ao empregar o $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, praticamente não se notou diferença significativa entre os valores para o parâmetro Ra para o segundo e o terceiro passes. Nota-se ainda que da Figura 4.58 (b) houve uma tendência de aumento do Ra com a espessura de corte equivalente até $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$. A partir deste valor, o Ra diminuiu. Como a espessura equivalente é dependente principalmente da penetração de trabalho nesta pesquisa, uma redução no valor do parâmetro Ra com o aumento de a_e , foi observado por

Singh *et al.* (2014). Eles estudaram o efeito de diversos parâmetros, entre eles, a penetração de trabalho, na rugosidade da superfície do aço AISI 4140 após retificação cilíndrica, e relataram uma redução (18%) no valor de Ra, quando a_e aumentou de 20 μm para 25 μm .

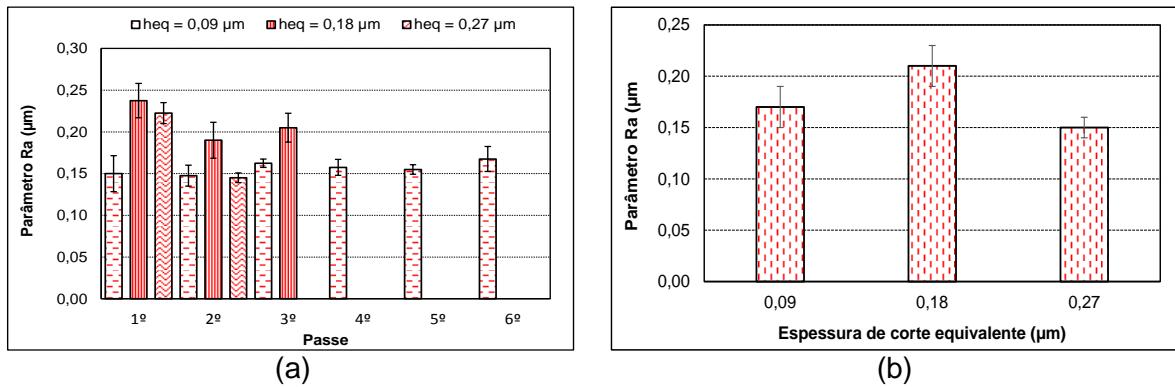


Figura 4.58 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M após ensaios com o rebolo de SiC e a técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.59 são apresentados os valores de rugosidade Ra ao fim dos ensaios de retificação com as técnicas convencional e MQL em função da espessura de corte equivalente. A usinagem com a combinação da maior espessura de corte e técnica MQL propiciou o menor valor para o parâmetro Ra, que foi em torno de 31% menor em comparação ao valor registrado após a usinagem com a técnica convencional em mesma espessura de corte equivalente. Este resultado representa uma vantagem da técnica MQL em relação à convencional pelo fato de requerer menor volume de fluido de corte.

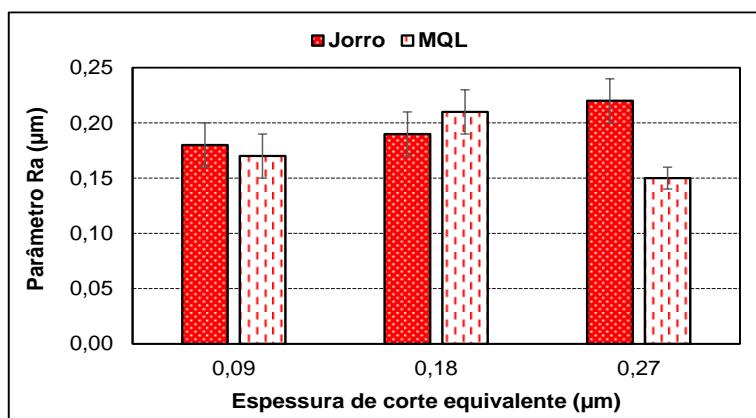


Figura 4.59 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT N2711M em função da espessura de corte equivalente após retificação (rebolo de SiC) com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

4.2.1.3 *Imagens das superfícies retificadas com rebolo de carbeto de silício (SiC) e com a técnica convencional*

Nas Figuras 4.60(a) a 4.60(c) são mostradas as topografias das superfícies retificadas com rebolo de SiC via a técnica convencional de aplicação de fluido de corte. Observa-se que essas superfícies possuem pouco material aderido, não apresentam trincas aparentes, além de pouca uniformidade dos sulcos gerados pelos grãos, independente da penetração de trabalho testada. Observa-se ainda que os sulcos gerados na superfície estão na direção do corte principal e que na superfície há material deformado plasticamente, conforme Figura 4.60 (c). Esses sulcos podem ser provenientes de material aderido na face dos grãos do rebolo, e que durante as sucessivas passagens deles pela superfície são pressionados contra a peça. Como os grãos se desgastam, eles assumem nova geometria e removem material que já foi cisalhado pelos grãos anteriores, formando sulcos irregulares (Malkin e Guo, 2008).

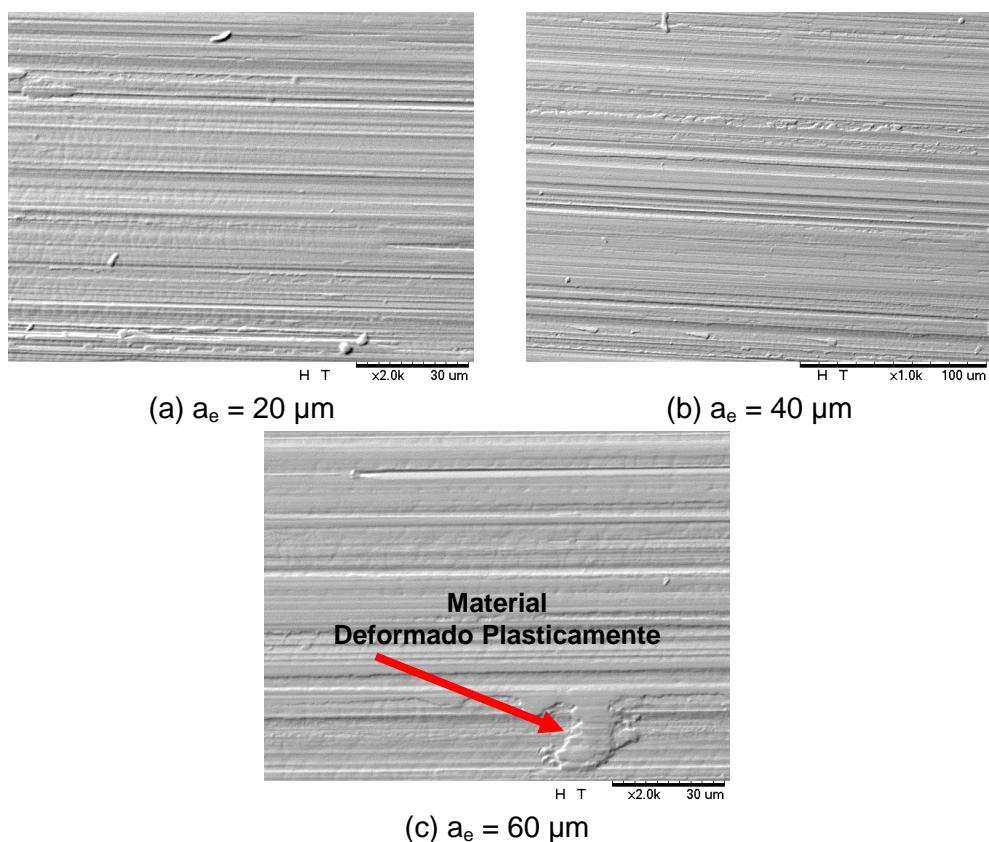


Figura 4.60 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M após retificação com a técnica convencional: (a) após seis passes de $20 \mu\text{m}$, (b) após três passes de $40 \mu\text{m}$ e (c) após dois passes de $60 \mu\text{m}$.

4.2.1.4 *Imagens das superfícies retificadas com rebolo de carbeto silício e com a técnica MQL em diferentes vazões*

Nas Figuras 4.61 (a) a 4.61 (f) são apresentadas as imagens das superfícies das amostras de aço ABNT N2711M e os respectivos resultados de EDS das superfícies obtidas após a retificação com a técnica MQL em vazão de 60 mL/h e diferentes penetrações e trabalho.

Da Figura 4.61 observa-se que a usinagem com a maior penetração de trabalho gerou uma superfície com maior quantidade de material deformado plasticamente e que se manteve aderido à peça (Figura 4.61 (a), 4.61 (b) e 4.61 (c)). Pelas análises de EDS (Figuras 4.61 (b), 4.61 (d) e 4.61 (f)), foram identificados os elementos ferro e carbono, como principais constituintes das estruturas identificadas, entre outros, comprovando que estas partículas de fato são provenientes da peça.

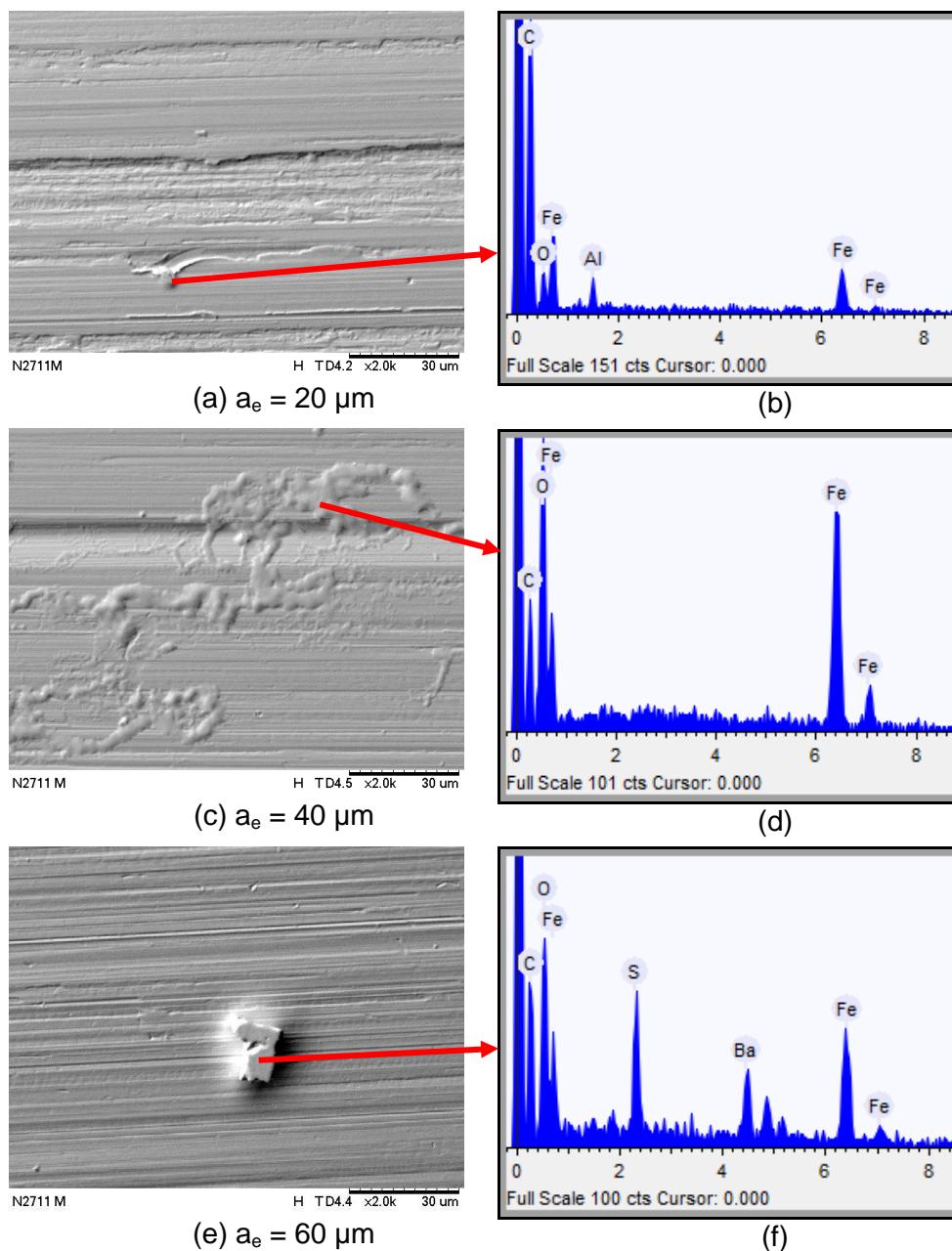


Figura 4.61 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M retificadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h: (a) após seis passes de 20 μm , (c) após três passes de 40 μm e (e) após dois passes de 60 μm ; (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados respectivamente.

Nas Figuras 4.62 (a) a 4.62 (f) são apresentadas as imagens das superfícies das amostras de aço ABNT N2711M após a retificação com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações de trabalho. Juntamente seguem-se os resultados da análise via EDS das estruturas identificadas nas imagens.

Semelhantemente ao observado para os resultados do aço ABNT N2711M com a vazão de 60 mL/h (Figura 4.61(a)), para a vazão de 240 mL/h nas mesmas condições de usinagem observa-se que houve pouca quantidade de material deformado plasticamente ao

usinar com a maior penetração de trabalho (Figura 4.62(c)). Nesta figura também foram visualizadas ranhuras com aparência uniforme, assim como ocorreu para a usinagem com a menor vazão (Fig.4.61 (a)). Ao analisar os elementos nas superfícies usinadas via a técnica EDS (Figuras 4.62 (b), 4.62 (d) e 4.62 (f)), encontraram-se os elementos ferro, cromo e carbono, o que coincide com os elementos químicos do material da peça.

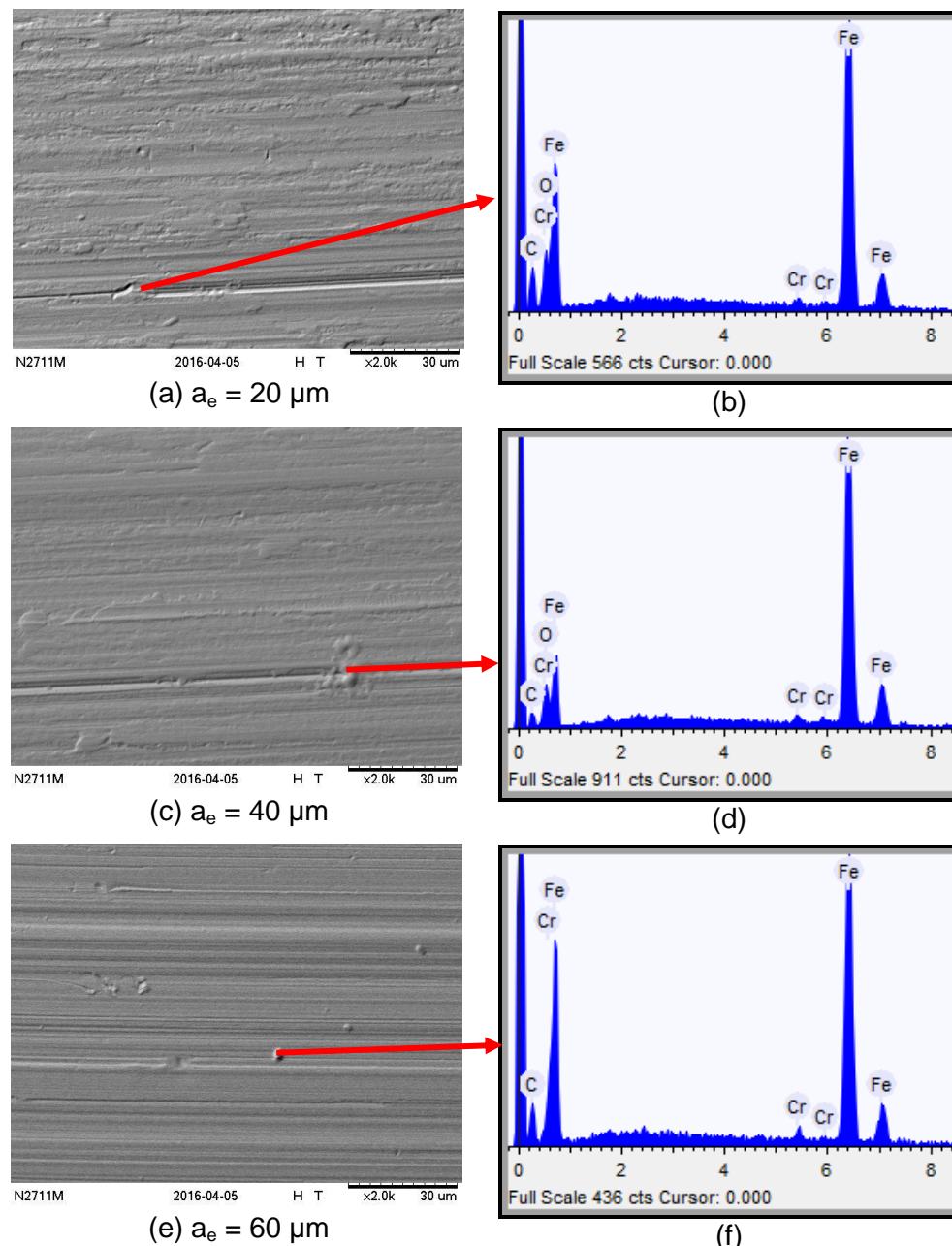


Figura 4.62 – MEV das superfícies do aço ABNT N2711M retificadas com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h: (a) após seis passos de 20 μm, (c) após três passos de 40 μm e (e) após dois passos de 60 μm; (b); (d) e (f) EDS dos detritos apontados respectivamente.

4.2.1.5 Microdureza do aço ABNT N2711M retificado com rebolo de carbeto silício (SiC) e com a técnica convencional

Na Figura 4.63 está apresentado o perfil de microdureza para o aço ABNT N2711M retificado com rebolo de SiC e com a técnica convencional em diferentes valores de espessura de corte equivalente. Observa-se que a espessura de corte equivalente de 0,18 μm gerou um aumento no valor da microdureza de 21,5% na posição de 20 μm , abaixo da borda da superfície retificada ao comparar com o valor médio (457 HV). Sendo que a partir da posição de 40 μm , o valor da microdureza ficou praticamente inalterado em comparação ao valor médio. A mesma ocorrência se deu com a menor espessura de corte equivalente, a partir da posição de 60 μm abaixo da superfície retificada. Em geral a microdureza foi pouco afetada ao usinar com valores extremos de espessura de corte equivalente.

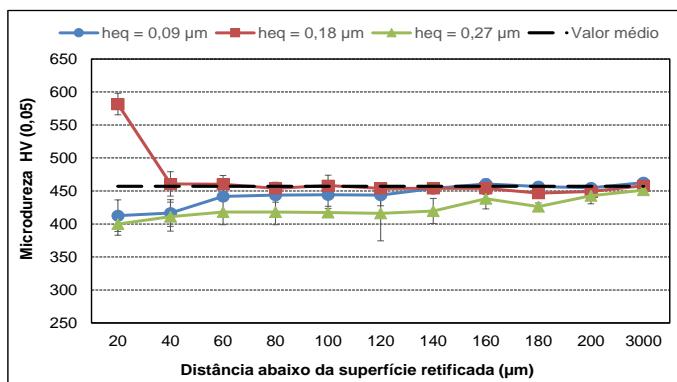


Figura 4.63 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional ao final do ensaio.

4.2.1.6 Microdureza do aço ABNT N2711M retificado com rebolo de carbeto de silício(SiC) e com a técnica MQL em diferentes vazões

Nas Figuras 4.64 e 4.65 são mostrados os perfis de microdureza do ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL e vazões de 60 e 240 mL/h, respectivamente.

Da Figura 4.62 observa-se que a espessura de corte equivalente intermediária de 0,18 μm gerou um aumento no valor da microdureza, em relação ao valor médio (464 HV), até a posição de 100 μm abaixo da borda da superfície retificada. A partir desta posição, as alterações nos valores da microdureza em comparação ao valor médio, foram insignificantes. Observa-se ainda que os valores da microdureza praticamente se mantiveram inalterados em comparação ao valor médio ao empregar a menor espessura de corte equivalente.

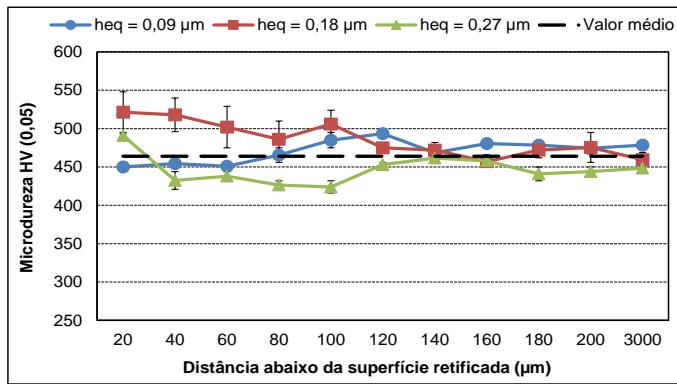


Figura 4.64 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h ao final do ensaio.

Já ao empregar a maior vazão de 240 mL/h (Figura 4.65), observa-se que a menor espessura de corte equivalente gerou um aumento no valor da microdureza de 13,5% a 20 μm abaixo da borda da superfície retificada em comparação ao valor médio (444 HV). Já para profundidades até 200 μm, os valores de microdureza ficaram próximos ao valor médio.

Para as outras duas espessuras de corte equivalente utilizadas neste trabalho as alterações nos valores de microdureza em comparação ao valor médio foram insignificantes.

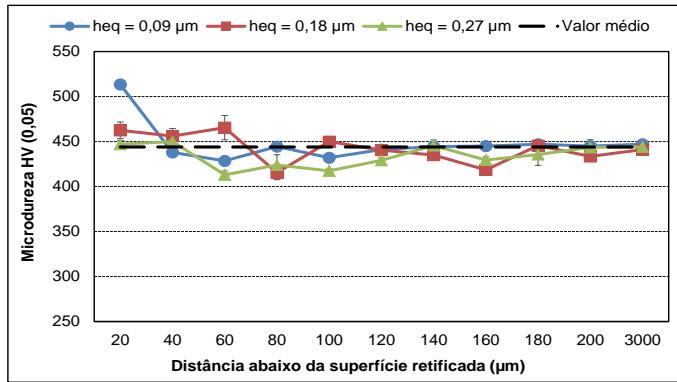


Figura 4.65 – Microdureza de aço ABNT N2711M após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 240 mL/h ao final do ensaio.

4.2.1.7 Tensões residuais por difração de raios – X obtidas após retificação do aço ABNT N2711M com o rebolo de carbeto de silício e com a técnica convencional

A seguir serão apresentados os resultados das tensões residuais após a retificação do aço ABNT N2711M com rebolo de SiC e técnicas convencional e MQL conforme parâmetros da Tab. 3.3. O critério de parada dos testes foi a remoção de material total de 0,12 mm.

Na Figura 4.66 estão apresentados os valores das tensões residuais em função das espessuras de corte equivalente após a usinagem com a técnica convencional. Desta figura

observa-se que as tensões residuais geradas foram compressivas com o emprego da técnica convencional e rebolo de SiC, independente da espessura equivalente de corte equivalente empregada. Ao comparar estes resultados com aqueles para o mesmo material (Aço ABNT N2711) retificado com o rebolo de alumina (Figura 4.16), observa-se que a combinação da ação refrigerante do fluido aplicado em abundância e rebolo de SiC (que possui maior condutividade térmica que o rebolo de alumina (Al_2O_3)) favoreceu a manutenção da integridade da superfície da peça, indicando que houve a prevalência da ação mecânica sobre a ação térmica (Marinescu *et al.*, 2004).

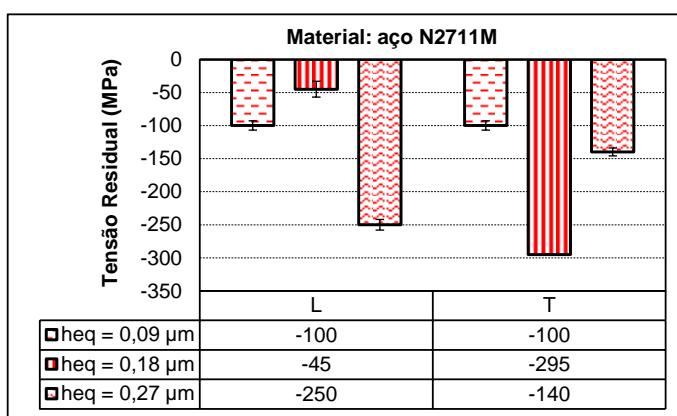


Figura 4.66 – Tensões residuais do aço N2711M após a retificação com rebolo de SiC e técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.1.8 Tensões residuais por difração de raios – X obtidas após retificação do aço ABNT N2711M com rebolo de carbeto de silício e técnica MQL em diferentes vazões

Nas Figuras 4.67 e 4.68 estão apresentados os valores de tensões residuais em função das espessuras de corte equivalente após a usinagem com a técnica MQL com as vazões de 60 e 240 mL/h, respectivamente. Destas figuras observa-se que as tensões de compressão foram predominantes ao empregar o maior valor de espessura de corte equivalente, enquanto que as tensões de tração foram registradas em condições mais brandas. Isso indica que o efeito térmico prevaleceu ao efeito mecânico na direção transversal ao empregar valores de espessura de corte equivalente inferiores a 0,27 μm , independente da vazão empregada. Estes resultados podem estar associados à maior capacidade de dissipaçāo de calor via abrasivos, ligantes e poros do rebolo de SiC peça maior penetração de trabalho deste na peça (por consequência da espessura de corte equivalente) e que reduz a quantidade de calor que vai para a peça, portanto favorecendo as tensões de compressão após a usinagem em condições mais severas.

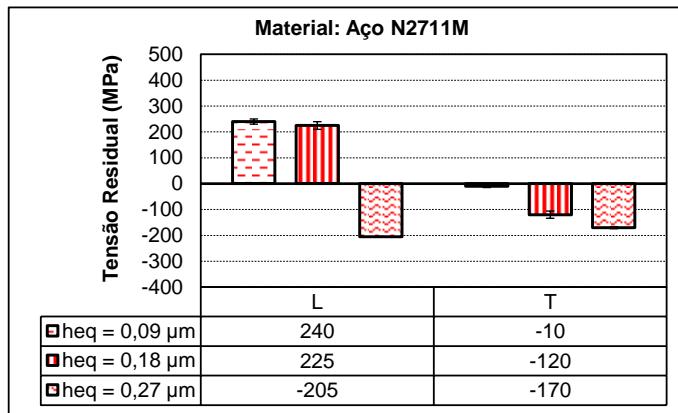


Figura 4.67 – Tensões residuais do aço N2711M com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

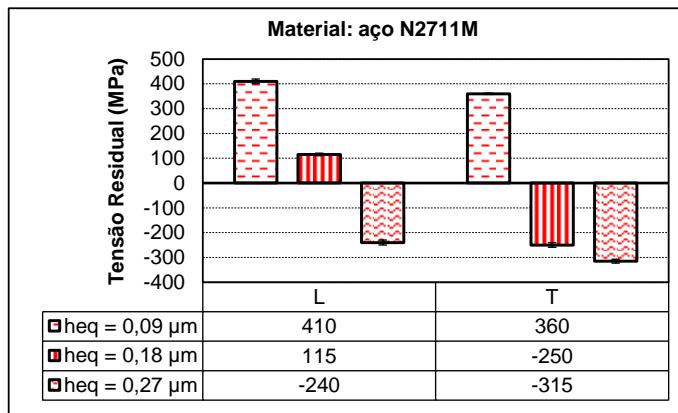


Figura 4.68 – Tensões residuais do aço N2711M com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.2 Resultados para o Aço VP ATLAS com rebolo de SiC

Nesta sessão são apresentados os resultados dos parâmetros: rugosidade (R_a) e imagens da superfície retificada, a microtureza e a tensão residual obtidos para o aço VP ATLAS após a retificação com rebolo de SiC, conforme planejamento de ensaios na Tab. 3.3.

4.2.2.1 Rugosidade da superfície – parâmetro R_a após a retificação com rebolo de SiC com a técnica convencional em diferentes valores de penetração de trabalho

Nas Figuras 4.69 (a) e 4.69 (b) são apresentados os valores de rugosidade R_a para aço VP ATLAS em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}) após a retificação com a técnica convencional, monitorada a cada passe e ao final de cada ensaio, respectivamente. Observa-se que ao final da retificação, último passe, que o menor valor de parâmetro de rugosidade R_a foi gerado pela menor espessura de corte equivalente,

enquanto que para as espessuras de corte equivalentes maiores ($0,18$ e $0,27 \mu\text{m}$) os valores do parâmetro Ra não apresentaram muita variação. Este resultado pode ser explicado pela teoria conforme Rowe (2014), que relata a rugosidade ser influenciada pela taxa de remoção de material, ou seja, ela aumenta com a penetração de trabalho e velocidade da peça, que diretamente estão relacionados com a espessura de corte equivalente.

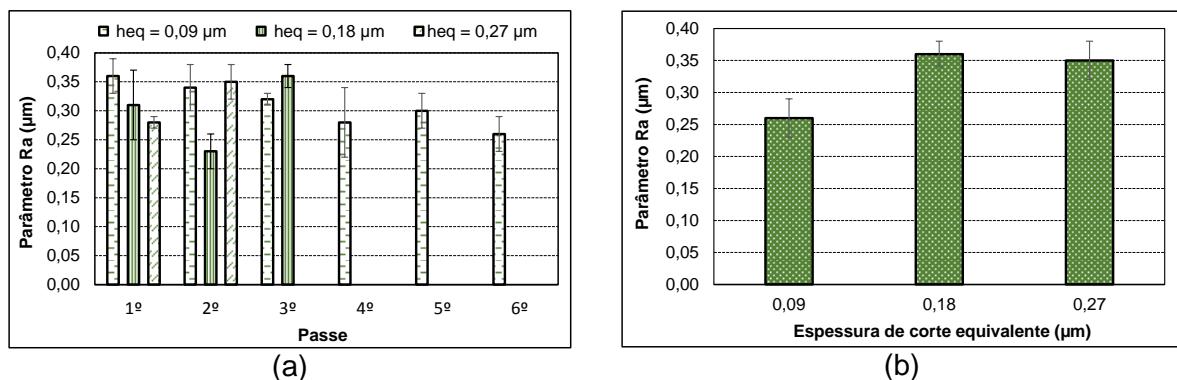


Figura 4.69 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente (a) após cada passe e (b) após último passe.

4.2.2.2 Rugosidade da superfície – parâmetros Ra após a retificação com o rebolo carbeto de silício com a técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente

A seguir são apresentados os resultados de integridade superficial para o aço VP ATLAS com utilização da técnica MQL em diferentes vazões.

Nas Figuras 4.70 (a) e 4.70 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra para amostras de aço VP ATLAS monitorados, após cada passe da retificação e ao final de cada ensaio, respectivamente, com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h . Percebe-se que a diferença mais significativa entre os passes, ocorreu com a maior espessura de corte equivalente, cujo valor observado pelo último passe foi 38% menor, quando comparado ao primeiro passe.

Da Figura 4.70 (b) observa-se que os valores de rugosidade Ra, independentemente das espessuras de corte equivalente usadas, não apresentaram diferença significativa entre seus valores, o que não era esperado. Embora os valores de Ra tenham variado entre $0,20$ e $0,25 \mu\text{m}$ (cerca de 20% de variação) para as três espessuras de corte equivalente empregadas, segundo a literatura específica, é comum encontrar deterioração do acabamento ao aumentar a espessura de corte equivalente (Marinescu *et al.*, 2004).

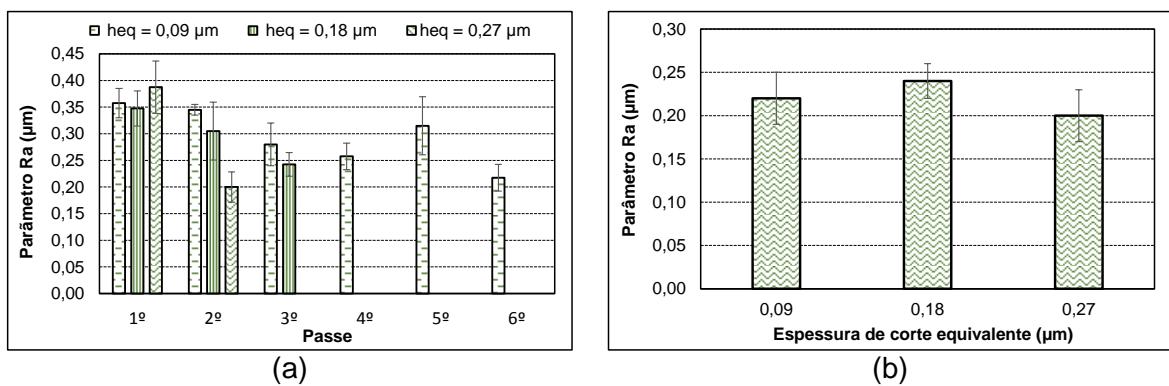


Figura 4.70 – Rugsosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) após a cada passe e (b) após o último passe.

Na Figura 4.71 são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após a aplicação da técnica convencional e a técnica MQL com vazão de 60 mL/h e rebolo de SiC.

Observa-se que a usinagem com a técnica MQL com o rebolo de carbeto de silício gerou os menores valores de Ra frente à técnica convencional, independente da espessura de corte equivalente empregadas. Novamente a técnica MQL foi mais eficiente que a técnica convencional provavelmente pela função lubrificação do óleo do MQL que reduz o atrito na interface rebolo-peça, diminui as forças de corte, e favorece as condições tribológicas, refletindo, portanto, em um melhor acabamento, mesmo em condições mais severas de usinagem.

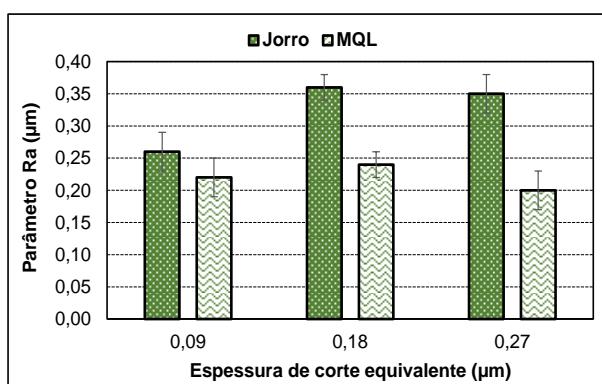


Figura 4.71 – Rugsosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

As Figuras 4.72 (a) e 4.72 (b) são apresentados os valores médios do parâmetro de rugosidade Ra ao fim de cada passe do ensaio e ao final dos ensaios respectivamente.

Observa-se que para a menor espessura de corte equivalente (Figura 4.72 (a)) a rugosidade foi diminuindo com a progressão da usinagem em comparação com os valores maiores de h_{eq} . Da Figura 4.72 (b) observa-se que, como esperado, a rugosidade aumentou com a h_{eq} , pois maiores são as taxas de deformação em condições mais severas de usinagem, o que piora o acabamento.

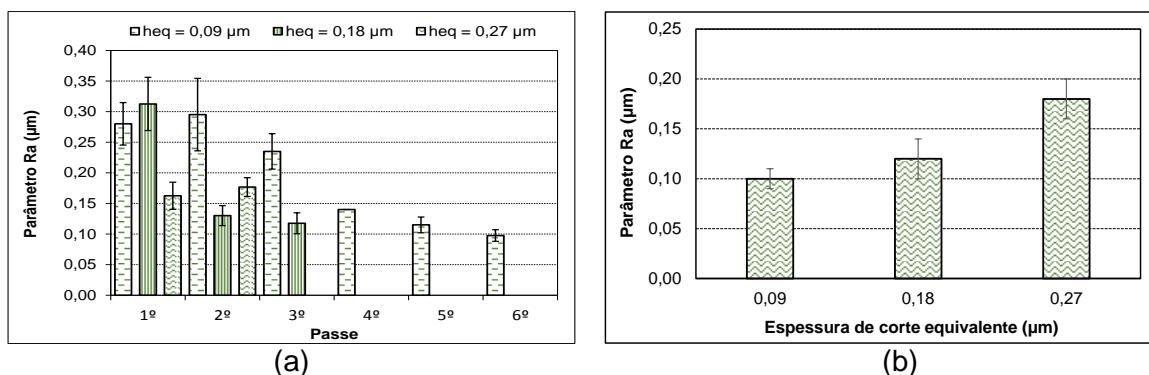


Figura 4.72 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS após os ensaios com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente (a) após cada passe e (b) após o último passe.

Na Figura 4.73 são mostrados os valores de rugosidade Ra para o aço VP ATLAS em função das espessuras de corte equivalente após a retificação com as técnicas convencional e MQL na vazão 240 mL/h e rebolo de SiC. Desta figura observa-se uma queda nos valores de rugosidade Ra registrados após a usinagem com a técnica MQL em relação a técnica convencional de aplicação de fluido de corte: 61% quando se empregou a menor espessura de corte equivalente, 66% para a espessura de corte equivalente intermediária de 0,18 μm e de 48% para a maior espessura de corte equivalente.

Ao comparar os valores de Ra obtidos entre as duas vazões, 60 mL/h e 240 mL/h, figuras 4.71 e 4.73, respectivamente, observa-se que a usinagem do aço VP ATLAS com rebolo de SiC na maior vazão resultou em menores valores de Ra, ou seja melhor acabamento, demonstrando que a combinação de maior vazão e óleo da técnica MQL promove melhores condições tribológicas.

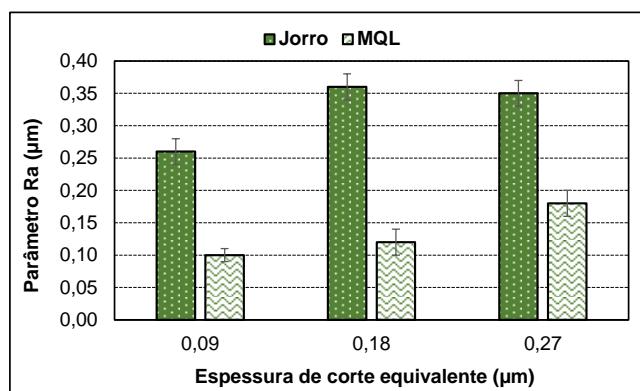


Figura 4.73 – Rugosidade (Ra) para o aço VP ATLAS em função da espessura de corte equivalente após retificação (rebolo de SiC) com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

4.2.2.3 Imagens das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com rebolo de carbeto de silício com técnica convencional em função das penetrações de trabalho

Nas Figuras 4.74 (a) a 4.74 (c) são mostradas as topografias das superfícies do aço VP ATLAS com a técnica convencional e diferentes penetrações de trabalho. Ao empregarem-se as penetrações de trabalho de 20 e 40 μm , observa-se que praticamente não há aderência de material sobre a superfície da peça, enquanto que para a maior penetração de trabalho ocorreu aderência em pequena quantidade. Em geral, as marcas deixadas pelos grãos abrasivos são uniformes e bem definidas, principalmente para as condições de usinagem menos severas. Destas figuras há evidência de deformação plástica e de fluxo lateral de material causado pela passagem dos grãos abrasivos, o que vai de encontro com o que é relatado em trabalhos da literatura sobre retificação de aços endurecidos em condições de corte semelhantes a estas empregadas neste trabalho.

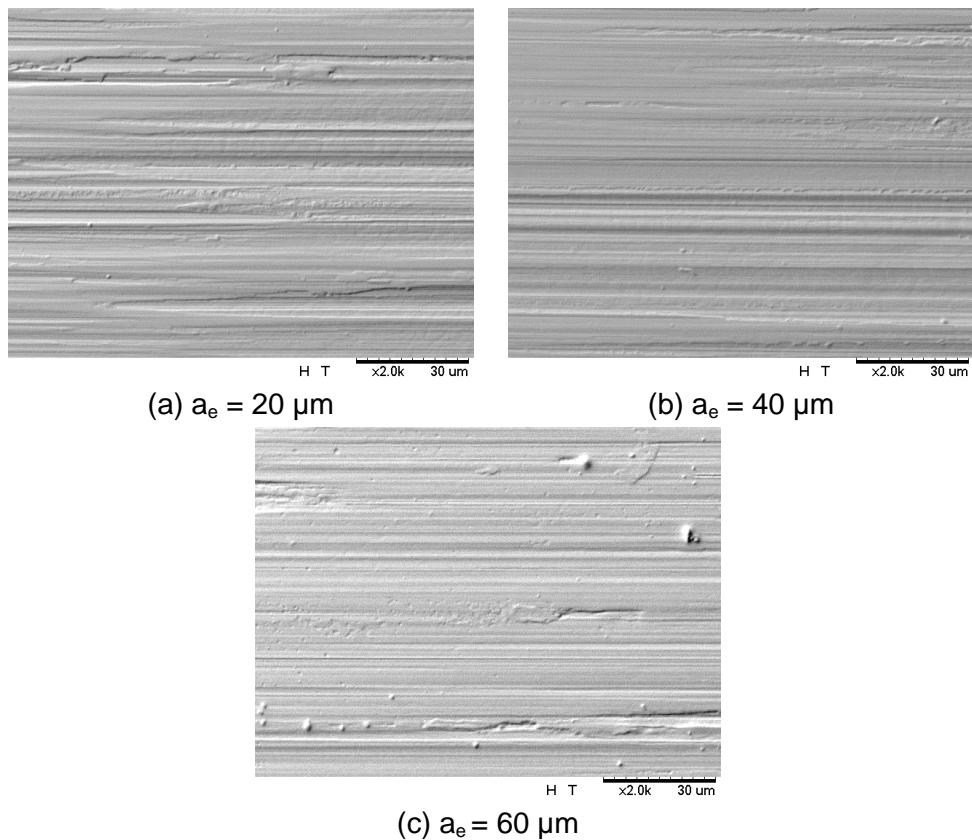


Figura 4.74 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com o rebolo de SiC e técnica convencional: (a) após seis passes de 20 μm , (b) após três passes de 40 μm e (c) após dois passes de 60 μm .

4.2.2.4 *Imagens das superfícies do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de carbeto de silício com técnica MQL*

Nas Figuras 4.75 (a) a 4.75 (f) são apresentadas as superfícies do aço VP ATLAS retificadas com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h e espectros dos elementos presentes nos detritos, sobre as superfícies que foram adquiridas, via técnica EDS. Observa-se que as marcas deixadas pelos abrasivos estão bem definidas, há evidência de detritos, material da peça, que permaneceram no rebolo por alguns instantes até se desprenderem e serem pressionados contra a superfície da peça. Pelos espectros EDS pode-se observar que os elementos principais nestes detritos são o ferro e o carbono, provenientes do material da peça. Observa-se que a pior textura ocorreu com a menor penetração e trabalho (Figura 4.75 (a)). Ao comparar as superfícies da Figura 4.75 com aquelas geradas após a usinagem com a técnica convencional (Figura 4.74), observa-se que o emprego da técnica convencional proporcionou melhores superfícies, com textura mais regulares.

Nas superfícies analisadas, embora não tenham sido observadas trincas visíveis, notou-se pouca uniformidade entre os sulcos gerados durante a retificação em função das penetrações de trabalho, independente da técnica de aplicação de fluido de corte testada.

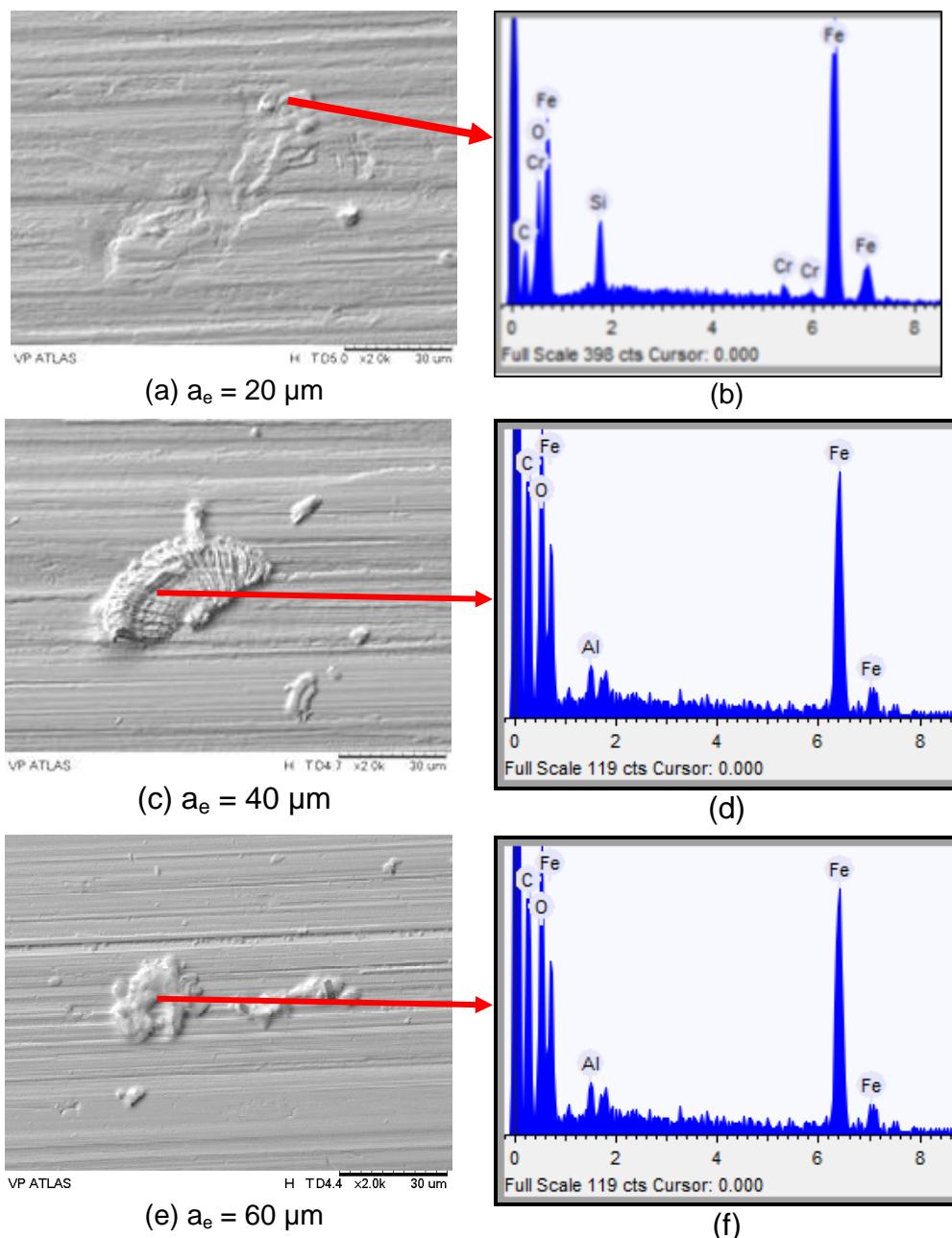


Figura 4.75 – MEV das superfícies do aço VP ATLAS retificadas com o rebolo de SiC com a técnica MQL e vazão de 60 mL/h: (a) após seis passes de 20 μm , (c) após três passes de 40 μm e (e) após dois passes de 60 μm : (b); (d) e (f) estão os espectros dos elementos existentes nos detritos apontados.

4.2.2.5 Microdureza do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de SiC e a técnica convencional

Na Figura 4.76 estão apresentados os perfis de microdureza em função das espessuras de corte equivalente. Observa-se que bem próximo à superfície, a cerca de 20 μm abaixo da superfície, a maior espessura de corte equivalente gerou a menor queda no valor da microdureza que foi em torno de 10%, enquanto que a menor espessura de corte equivalente gerou a maior queda que foi em torno de 28,5%, ambas em relação ao valor médio (463 HV) de microdureza.

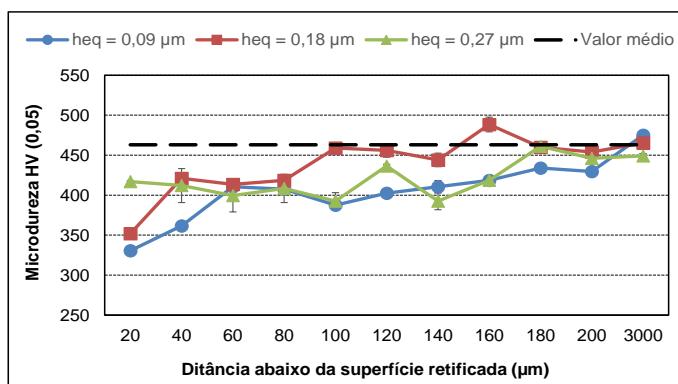


Figura 4.76 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.2.6 Microdureza do aço VP ATLAS após retificação com rebolo de SiC com técnica MQL e vazão de 60 mL/h

Na Figura 4.77 são apresentados os valores de microdureza para o aço VP ATLAS obtidos após a retificação com a técnica MQL e menor vazão em função das espessuras de corte equivalente. Observa-se que o emprego da maior espessura de corte equivalente causou um pequeno aumento no valor da microdureza, em torno de 5%, entre as posições de 20 μm a 60 μm abixo da borda da superfície retificada, em comparação ao valor médio (457 HV). Ao empregar espessuras de corte equivalentes inferiores a 0,27 μm houve queda na microdureza entre 20 μm e 100 μm abixo da borda da superfície retificada, em comparação ao valor médio de microdureza. Já o emprego da maior espessura de corte equivalente, 0,27 μm , resultou em elevação da microdureza em regiões até 60 μm abixo da superfície retificada. Possivelmente, esta amostra tenha sofrido retêmpera como consequência da reaustenitização seguida pela formação da martensita (MALKIN e GUO, 2008).

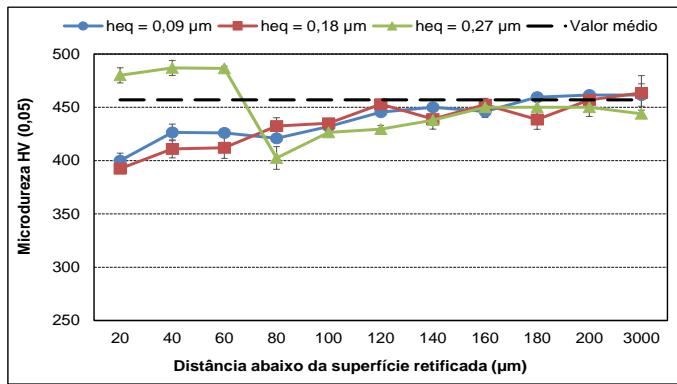


Figura 4.77 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL e vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.2.7 Microdureza do aço VP ATLAS APÓS retificação com rebolo de SiC com técnica MQL e vazão de 240 mL/h

Da Figura 4.78, microdureza do aço VP ATLAS após a retificação com rebolo de SiC com técnica MQL e vazão de 240 mL/h, observa-se que os perfis de microdureza apresentam uma ligeira queda em comparação ao valor médio da microdureza (453 HV), em torno de 4,2%, até a distância de 200 μm abaixo da borda da superfície retificada, independente da espessura de corte testada. Esta queda pode ser considerada insignificante, demonstrando que a maior vazão do MQL para este aço resultou em melhores condições tribológicas possivelmente pela maior lubrificação em relação à vazão de 60 mL/h, cujos resultados encontram-se na Figura 4.77.

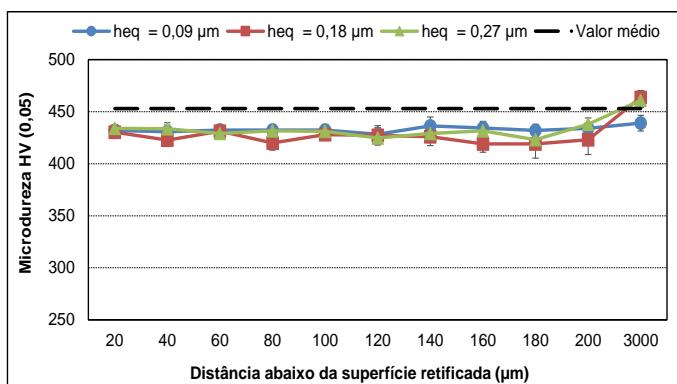


Figura 4.78 – Microdureza de aço VP ATLAS após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL e vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.2.8 Tensões residuais por difração de raios-X obtidas após retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica convencional

Na Figura 4.79 são apresentados os valores de tensões residuais medidos para o aço VP ATLAS após a usinagem com a técnica convencional e rebolo de SiC em diferentes condições de corte. Observa-se que a maior espessura de corte equivalente gerou tensão residual de compressão tanto no sentido transversal quanto longitudinal da superfície retificada. As tensões no sentido transversal foram predominantes de compressão, o que é benéfico e pode ser atribuído ao efeito mecânico prevalecendo ao efeito térmico durante a usinagem. Para o $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$, a tensão no sentido longitudinal é pequena, comparado aquele obtido na direção transversal. MALKIN e GUO (2008) relataram que a presença das tensões de compressão no sentido transversal dificulta a propagação de trincas na direção perpendicular ranhuras da retificação e aumentam a resistência à fadiga.

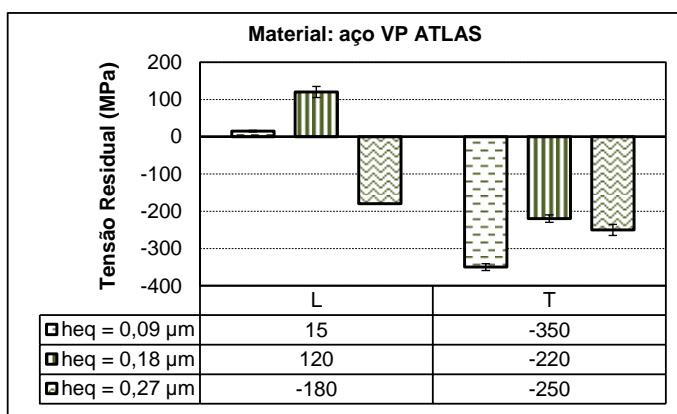


Figura 4.79 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.2.9 Tensões residuais por difração de raios-X obtidas após retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica MQL

Nas Figuras 4.80 e 4.81 são apresentados os valores das tensões residuais no aço VP ATLAS em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL nas vazões de 60 e 240 mL/h, respectivamente. Nota-se da Figura 4.80 que, de forma semelhante ao observado para a usinagem deste mesmo aço com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte (Figura 4.79), as tensões geradas ao usinar com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h foram predominantes de compressão, o que é benéfico e demonstra que os efeitos mecânicos prevaleceram aos efeitos térmicos nas condições investigadas, portanto evidenciando que houve melhora na lubrificação interface rebolo-peça. Já para os resultados com a vazão de 240 mL/h, nota-se que apenas quando se empregou a menor espessura de corte equivalente é que se obteve tensão de compressão, independente da

direção avaliada. Mas ainda assim, mesmo que as tensões geradas no sentido transversal para as demais espessuras de corte equivalente tenham sido de tração, estes valores foram muito pequenos comparados àqueles medidos na direção longitudinal.

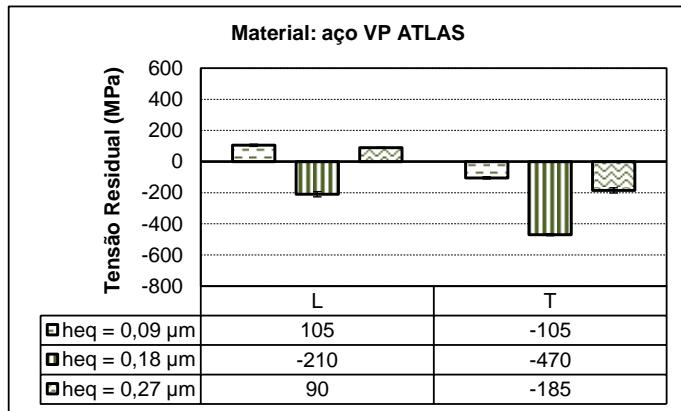


Figura 4.80 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

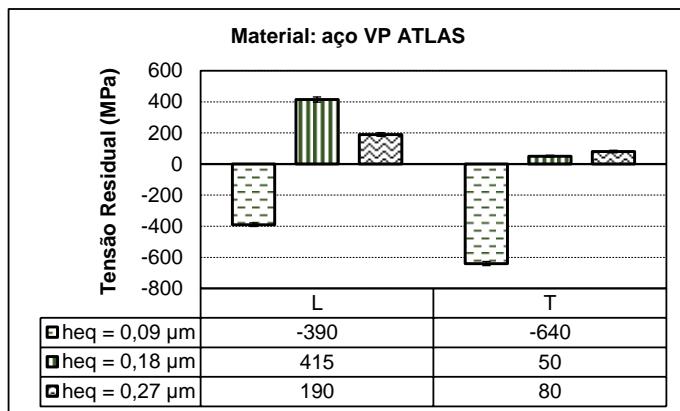


Figura 4.81 – Tensões residuais após a retificação do aço VP ATLAS com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente.

4.2.3 Aço ABNT VP100 com rebolo de SiC

Os resultados dos ensaios de retificação do aço ABNT VP100 com o rebolo de SiC e diferentes condições de corte conforme Tab. 3.3 serão apresentados nesta seção.

4.2.3.1 Rugosidade da superfície R_a do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC com técnica convencional em função das espessuras de corte equivalente

Nas Figuras 4.82 (a) e 4.82 (b) estão os valores para o parâmetro de rugosidade R_a após cada passe e ao final de cada ensaio de retificação do aço VP100 com rebolo de SiC, respectivamente, em função das espessuras de corte equivalente (h_{eq}) com emprego da

técnica convencional. Observa-se que há uma pequena diferença nos valores de Ra entre o primeiro e o quinto passe, em relação aos demais passes, ao usinar com a menor espessura de corte equivalente, enquanto que para as outras espessuras de corte equivalente nenhuma diferença significativa entre os passes foi observada (Figura 4.82 (a)). Dos resultados nestas Figuras, contudo, não se pode afirmar que há significativa entre os valores de rugosidade ao final dos ensaios para as três espessuras de corte equivalente testadas.

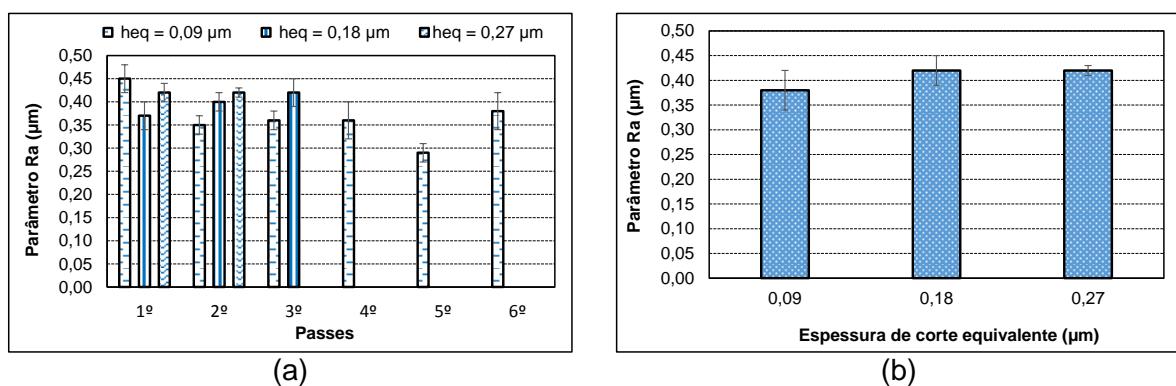


Figura 4.82 – Rugosidade (Ra) com a técnica convencional, após retificação total de 0,12 mm para o aço VP100: (a) após cada passe, (b) ao final dos ensaios.

4.2.3.2 Rugosidade da superfície Ra do aço VP100 após a retificação com a técnica MQL em diferentes espessuras de corte equivalente

Nas Figuras 4.83 a 4.86 são apresentados os resultados de rugosidade Ra para o aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC, técnica MQL em diferentes vazões do MQL e em função da espessura de corte equivalente.

Nas Figuras 4.83 (a) e 4.83 (b) são apresentados os valores de rugosidade Ra ao fim de cada passe e ao final dos ensaios, respectivamente. Observa-se que o valor do parâmetro Ra, aumentou com a espessura de corte equivalente, fato que está em conformidade com a literatura específica já que o aumento da penetração de trabalho implica em maior espessura de corte equivalente e no aumento da área de contato entre a peça e a ferramenta, número de grãos em contato com a superfície que está sendo usinada. Em decorrência disso, há acréscimo das forças de corte, que por sua vez causam deformações entre a peça e a ferramenta (KÖNIG (1980)) e deterioraram o acabamento.

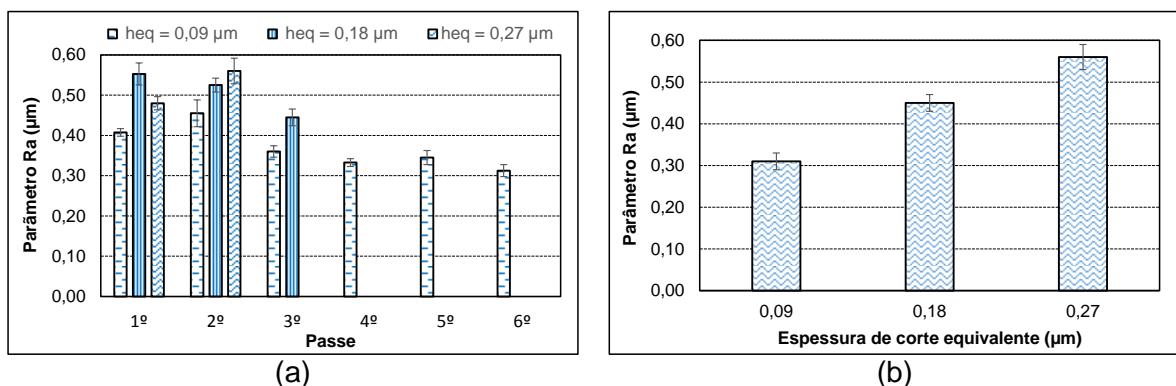


Figura 4.83 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 após os ensaios com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) a cada passe e (b) último passe.

Na Figura 4.84 são apresentados os valores de rugosidade Ra para o aço ABNT VP100 ao final dos ensaios com o rebolo de SiC, técnicas convencional e MQL e em função da espessura de corte equivalente. Nota-se que os valores de rugosidade Ra após a retificação com a técnica MQL aumentaram com a espessura de corte equivalente (h_{eq}), como esperado, diferentemente do comportamento observado os resultados com emprego da técnica convencional; onde nenhuma diferença significativa foi notada. De acordo com Klocke *et al.* (2009), a rugosidade da peça é dependente da espessura de cavaco não deformado, que aumenta com a penetração de trabalho, a_e , consequentemente com o h_{eq} . Observa-se ainda o emprego da técnica MQL resultou no menor valor para o parâmetro Ra, com a menor espessura de corte equivalente, em comparação com aqueles obtidos com a técnica convencional. Em contrapartida, ao empregar a maior espessura de corte equivalente combinada com a técnica convencional gerou o menor valor de Ra frente à técnica MQL.

Ao que se refere à espessura de corte equivalente de 0,18 μm, não houve nenhuma diferença significativa entre as duas técnicas de aplicação de fluido, para os valores do parâmetro Ra.

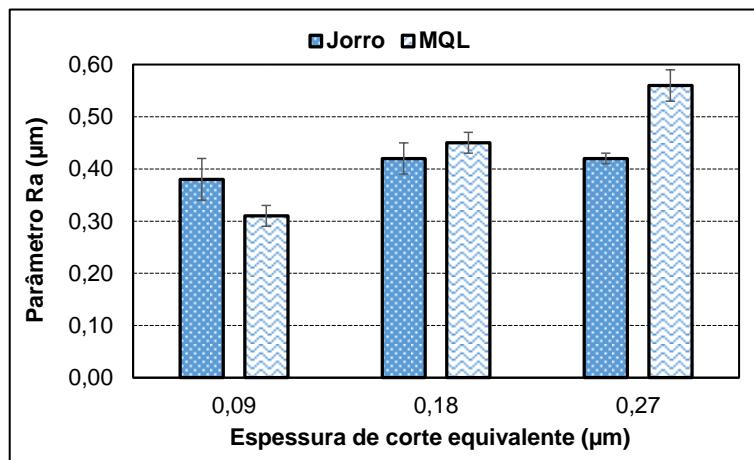


Figura 4.84 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após usinagem com as técnicas convencional e MQL com vazão de 60 mL/h.

Nas Figuras 4.85 (a) e 4.85 (b) são apresentados os valores do parâmetro de rugosidade Ra ao fim de cada passe e ao final de cada ensaio de retificação do aço ABNT VP100 com rebolo de SiC, respectivamente. Nota-se da Fig. 4.85 (b) que a espessura de corte equivalente intermediária de 0,18 μm gerou o menor valor médio de Ra, valor este 50% e 70% inferiores aqueles Ra registrados após a usinagem com a menor e maior espessura de corte equivalente, respectivamente.

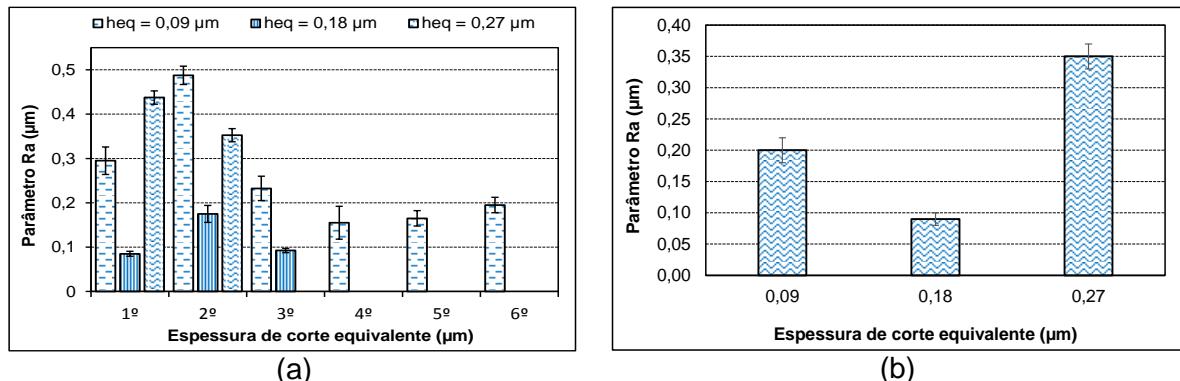


Figura 4.85 – Rugosidade (Ra) para o aço VP100 retificado pelo SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h: (a) após cada passe, (b) ao final dos ensaios.

Na Figura 4.86 são apresentados os valores ao parâmetro de rugosidade Ra para o aço ABNT VP100, ao final dos ensaios de retificação com as técnicas, convencional e MQL na vazão de 240 mL/h para diferentes espessuras de corte equivalente. Observa-se que a usinagem com a técnica MQL gerou um valor médio de Ra 75% menor que aquele gerado pela técnica convencional, para espessura de corte equivalente de 0,18 μm . Já para a menor espessura de corte equivalente, a técnica MQL gerou valor médio de Ra 47% menor,

em comparação ao valor gerado pela técnica convencional. Ao empregar a maior espessura equivalente, a técnica MQL também se mostrou melhor frente à técnica convencional, mas com menor diferença entre os valores.

Segundo Tawakoli *et al.* (2009), a técnica MQL deve ser usada em aplicações que são exigidas maiores taxas de remoção de material no processo de retificação, a fim de proporcionar redução das forças de retificação e consequentemente manter os valores rugosidade em níveis baixos. Segundo estes autores, a técnica MQL apresenta como vantagem o ar comprimido que aumenta a capacidade da mistura de óleo + ar penetrar na interface rebolo-peça.

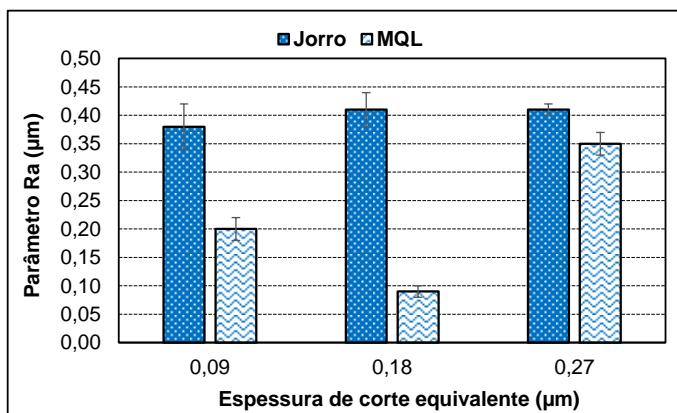


Figura 4.86 – Rugosidade (Ra) para o aço ABNT VP100 em função da espessura de corte equivalente após retificação com rebolo de SiC com as técnicas convencional e MQL com vazão de 240 mL/h.

4.2.3.3 *Imagens das superfícies do aço ABNT VP100 retificadas com rebolo de SiC com técnica MQL*

Nas Figuras 4.87 (a) a (f) e Figuras 4.88 (a) a (f) são apresentadas as imagens das superfícies do aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC, técnica MQL com as vazões de 60 e 240 mL/h, respectivamente, e os seus respectivos espectros dos elementos presentes em materiais aderidos à superfície das amostras, pela técnica da espectroscopia de energia dispersiva (EDS).

Visualmente, todas as superfícies possuem aspectos de textura semelhantes. Verificam-se sulcos preferenciais na direção de corte e porções de material deformado plasticamente, que podem ser provenientes de material aderido na face dos grãos abrasivos e que foram redepositados na superfície nas várias passagens do rebolo sobre a peça (Malkin e Guo, 2008). Destas figuras, observa-se ainda a inexistência de trincas aparentes nas superfícies, que foram retificadas com rebolo de carbeto de silício, e que há menos

material aderido nas superfícies em relação ao mesmo aço após a retificação com rebolo de Al_2O_3 em condições identificadas de usinagem (Figura 4.47).

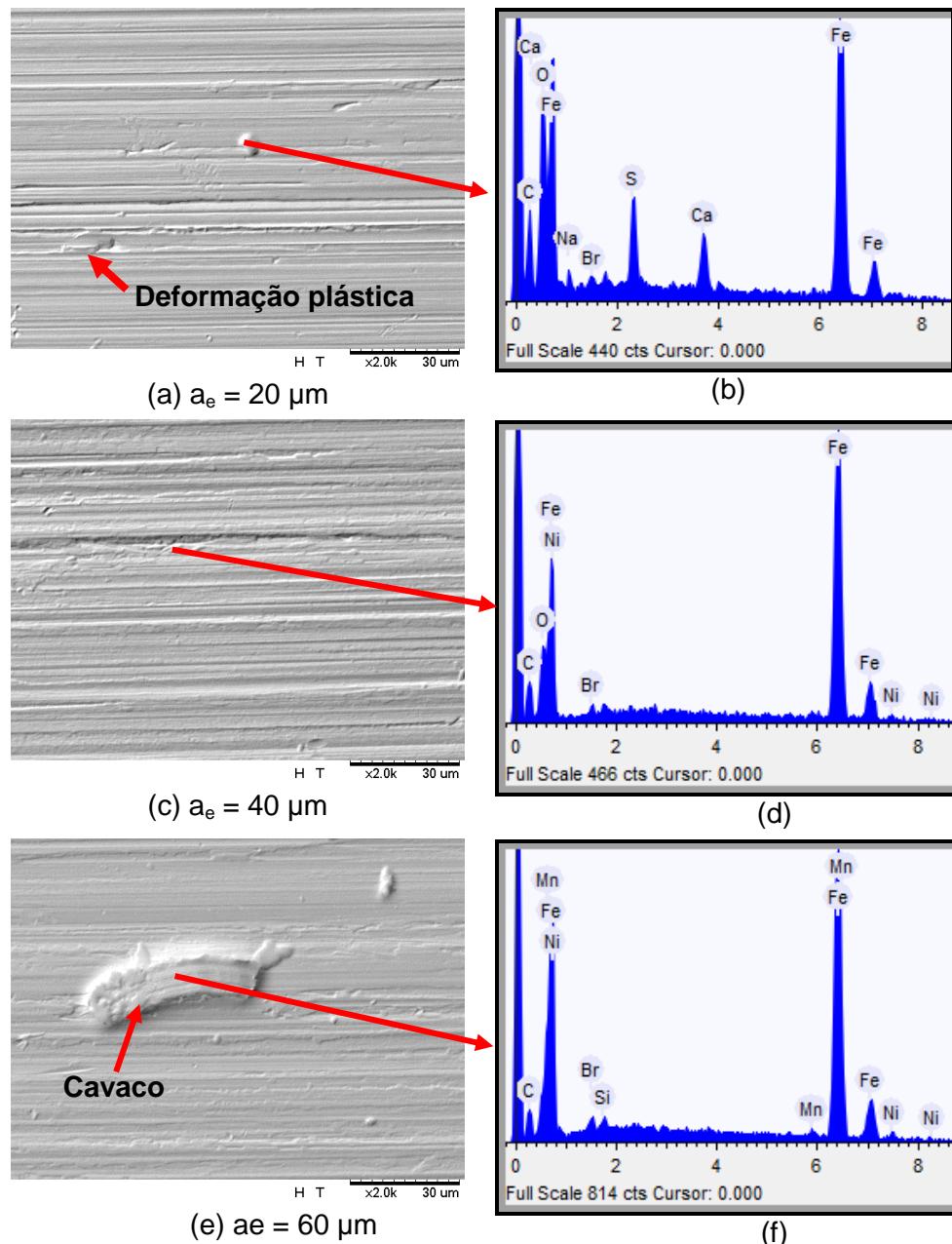


Figura 4.87 – MEV da superfícies do aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 60 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 μm , (c) após três passes de 40 μm e (e) após dois passes de 60 μm ; (b); (d) e (f) são os espectros dos elementos existentes no material aderido.

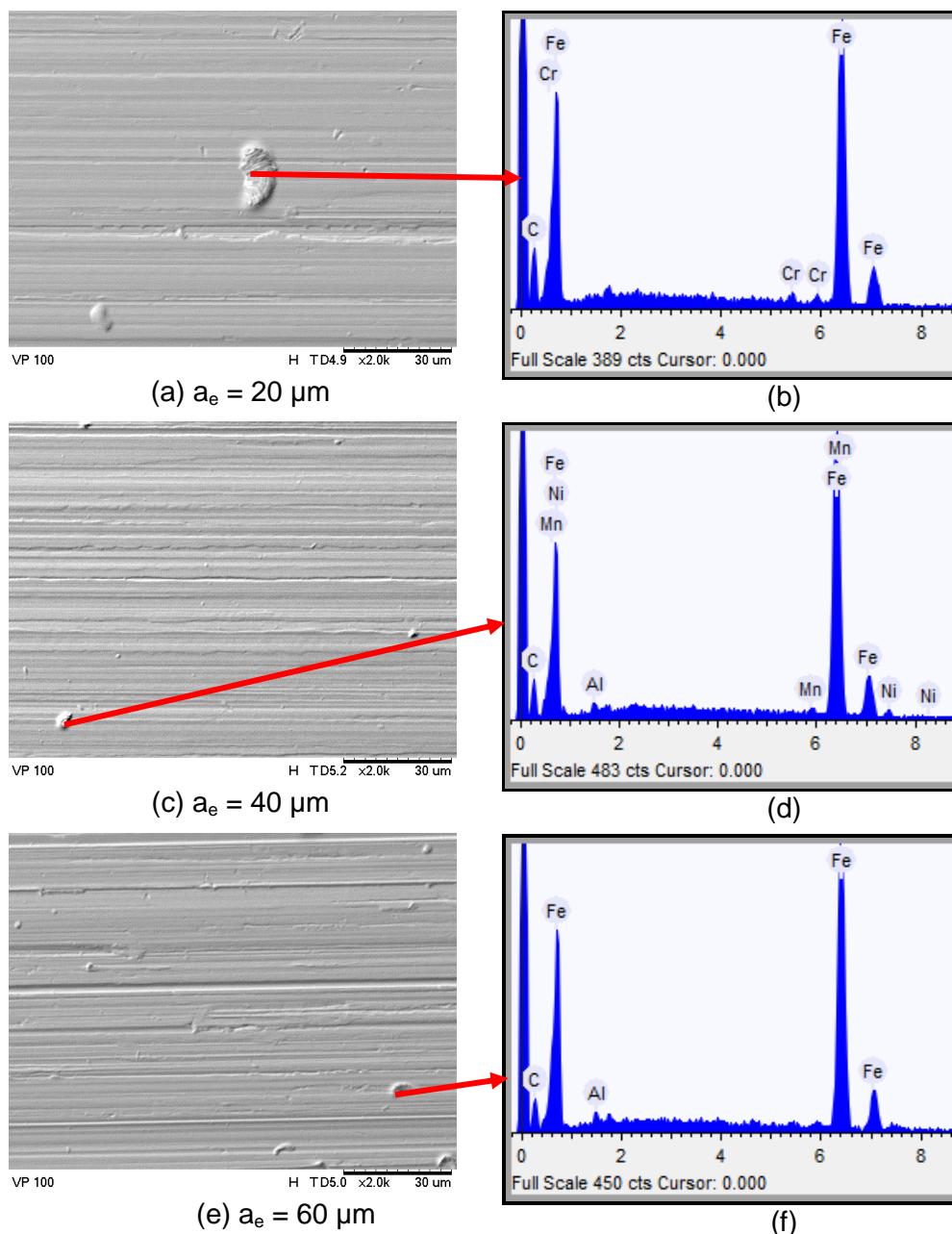


Figura 4.88 – MEV da superfícies do aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 240 mL/h e diferentes penetrações de trabalho: (a) após seis passes de 20 μm , (c) após três passes de 40 μm e (e) após dois passes de 60 μm ; (b); (d) e (f) são os espectros dos elementos existentes no material aderido.

4.2.3.4 Microdureza do aço ABNT VP100 após retificação com rebolo de SiC e técnica convencional

Na Figura 4.89 são mostrados os valores de microdureza do aço VP100 após a usinagem com rebolo de SiC, técnica convencional e diferentes valores de espessura de corte equivalente (h_{eq}). Observa-se que tanto para o menor quanto o maior valor de espessura de corte equivalente houve o aumento significativo no valor da microdureza entre 20 μm e

60 µm abaixo da borda da superfície retificada, em comparação ao valor médio (460 HV) de microdureza, enquanto que para a usinagem com a espessura de corte equivalente intermediária, $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, o aumento na microdureza ocorreu em uma faixa menor, entre 20 µm e 40 µm abaixo da borda da superfície retificada. A partir da posição de 80 µm abaixo da borda da superfície retificada, os valores de microdureza permaneceram praticamente inalterados em relação ao valor médio, independente do h_{eq} testado.

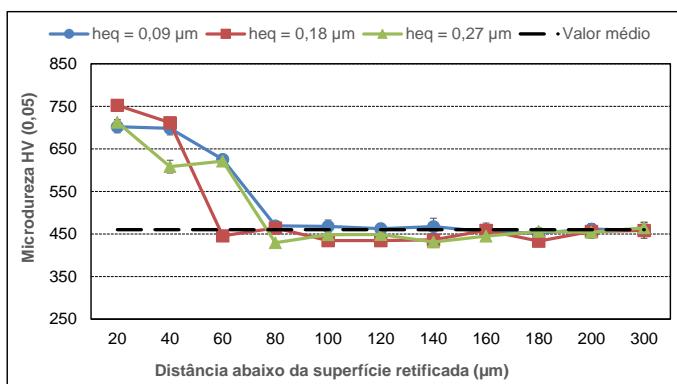


Figura 4.89 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica convencional para diferentes valores de espessura de corte equivalente.

4.2.3.5 Microdureza do aço ABNT VP100 após retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com a vazão de 60 mL/h

Na Figura 4.90 são mostrados valores de microdureza do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 60 mL/h. Observa-se que a usinagem com a menor espessura de corte equivalente (h_{eq}) resultou no aumento de 10% no valor da microdureza em comparação ao valor médio (450 HV), e que se estendeu até 100 µm abaixo da superfície usinada. Em relação à espessura de corte equivalente de 0,18 µm, praticamente não ocorreu variação no valor da microdureza, enquanto que para a condição mais severa de usinagem, maior $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$, em geral a microdureza diminuiu até 40 µm abaixo da superfície usinada. Ao aumentar a penetração de trabalho, que implica em aumento da espessura de corte equivalente, ocorre o aumento do número de grãos em contato com a peça, aumentando também a área de contato, comprimento de corte e implicando em maior geração de calor. Este calor causa o revenimento em camadas próximas à superfície, portanto, resultando em queda da dureza, o que suporta os resultados encontrados para aço VP100 usinado nestas condições de corte.

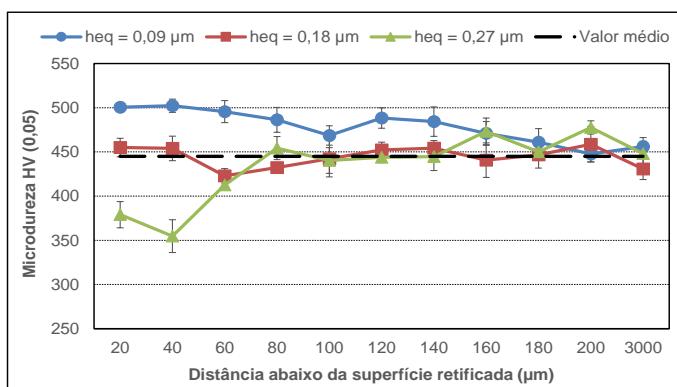


Figura 4.90 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC e a técnica MQL na vazão de 60 mL/h para diferentes valores de espessura de corte equivalente.

4.2.3.6 Microdureza do o aço ABNT VP100 após a retificação com rebolo de SiC e a técnica MQL com vazão de 240 mL/h

Na Figura 4.91 são mostrados os perfis de microdureza do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL com vazão de 240 mL/h. Observa-se uma elevação no valor da microdureza em comparação ao valor médio (435 HV) até 20 μm abaixo da borda da superfície retificada com a espessura de corte equivalente de 0,18 μm. Isso pode ser atribuído à elevação da temperatura na região de corte e subsequente retêmpera do material da peça na região próxima à superfície retificada. Ao usinar com os valores extremos de espessura de corte equivalente, observou-se que os valores oscilaram muito próximos do valor médio de microdureza, portanto, não sendo possível inferir que houve influência deste parâmetro na microdureza. Ao comparar estes resultados com aqueles para a usinagem do mesmo material, porém com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h (Figura 4.90), observa-se que o emprego da maior vazão do MQL (240 mL/h) implicou em menor variação da dureza do aço VP 100, em relação ao valor de referência.

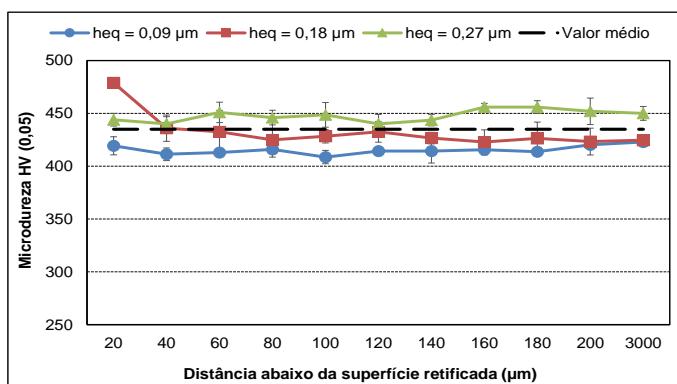


Figura 4.91 – Microdureza de aço ABNT VP100 após a usinagem com rebolo de SiC com a técnica MQL na vazão de 240 mL/h ao final do ensaio.

4.2.3.7 Tensões residuais no aço VP100 após retificação com rebolo de SiC com a técnica convencional

Na Figura 4.92 são apresentados os valores das componentes da tensão residual em função das espessuras de corte equivalente com a técnica convencional. Todas as tensões são trativas, independentemente da direção de medição e da espessura de corte equivalente empregados.

Como mencionado anteriormente, as tensões de tração são geradas em condições de corte que envolveu elevada geração de calor e elevada temperatura na zona de corte, ou seja, devido aos efeitos térmicos. Nesta Figura, os efeitos térmicos prevaleceram aos efeitos mecânicos, que segundo Machado *et al.* (2011), reduz a resistência à fadiga do componente retificado.

Ao comparar os resultados para o aço VP 100 retificado com rebolo de SiC (Figura 4.92) com aqueles do mesmo aço, mas retificado com o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3) nas mesmas condições de corte (Figura 4.52), observa-se que a seleção do rebolo é fundamental para o sucesso da operação de retificação. Os valores de tensão residual na direção transversal obtidos ao empregar o rebolo de óxido de alumínio foram do tipo, compressivas, independente da espessura de corte equivalente testada. E mesmo aquelas na direção longitudinal, predominantemente do tipo trativas, foram menores que aquelas medidas após a usinagem com o rebolo de carbeto de silício. De acordo com Malkin (1989), os grãos abrasivos de SiC do rebolo possuem alta reatividade química com ligas ferrosas com baixo teor de carbono, principalmente com aços, o que reduz a resistência ao desgaste dos grãos e baixa relação G. A utilização deste tipo de rebolo é recomendada para alguns ferros fundidos contendo elevado teor de carbono, elemento que minimiza a interação química com os grãos abrasivos do rebolo.

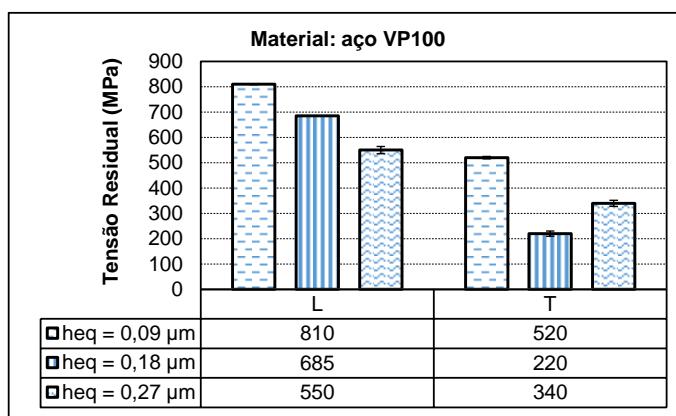


Figura 4.92 – Tensões residuais após a retificação com rebolo de SiC do aço VP100 com a técnica convencional em função das espessuras de corte equivalente.

4.2.3.8 Tensões residuais no aço VP100 após retificação com rebolo de SiC com a técnica MQL

Nas Figuras 4.93 e 4.94 são mostrados os valores de tensão residual do aço VP100 após retificação com rebolo de SiC e em função das espessuras de corte equivalente com a técnica MQL para as vazões de 60 mL/h e 240 mL/h, respectivamente. Nota-se que a retificação com a técnica MQL na menor vazão gerou resultou em tensões residuais trativas (Figura 4.93), semelhante ao observado quando se empregou a técnica convencional de aplicação de fluido de corte (Figura 4.92), indicando que houve a predominância dos efeitos térmicos sobre os efeitos mecânicos, o que reduz a resistência à fadiga do componente retificado. Já a usinagem com a maior vazão da técnica MQL de 240 mL/h, os resultados foram todos com tensões residuais de compressão (Figura 4.94), independente da espessura de corte equivalente testada. Este resultado novamente representa um benefício da usinagem com a técnica MQL com a maior vazão em relação à técnica convencional, principalmente por representar uma usinagem mais limpa (com menor volume de fluido de corte empregado).

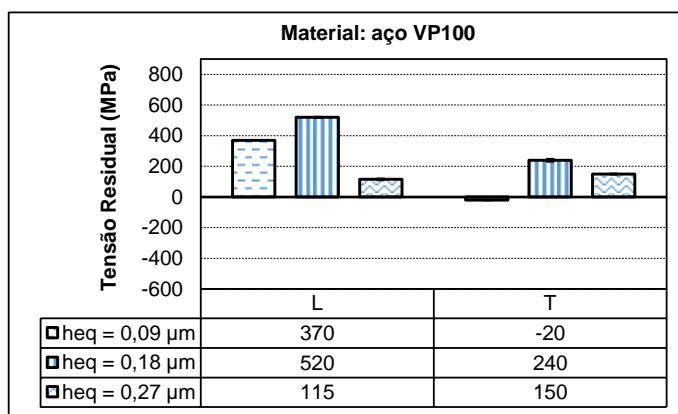


Figura 4.93– Tensões residuais do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL na vazão de 60 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.

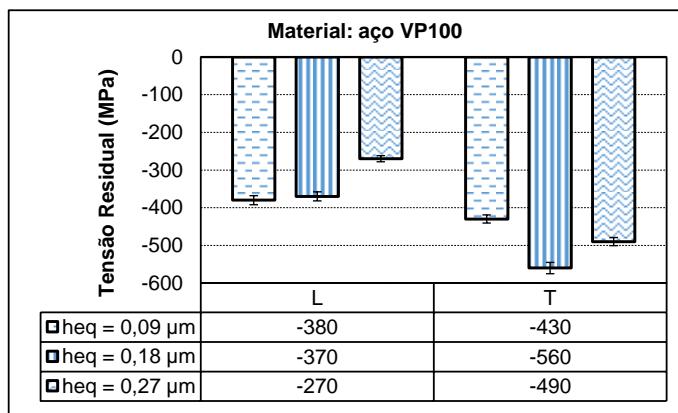


Figura 4.94 – Tensões residuais do aço VP100 após a retificação com rebolo de SiC e técnica MQL na vazão de 240 mL/h em função das espessuras de corte equivalente.

4.2.4 Rugosidade da superfície para os três materiais testados após a usinagem com o rebolo de carbeto de silício em várias condições de corte

Na Figura 4.95 são mostrados os valores de rugosidade Ra em função das espessuras de corte equivalente para os aços ABNT N2711M, VP ATLAS e VP100, após o processo de retificação plana tangencial com o rebolo de carbeto de silício com o emprego das técnicas convencional e MQL com as vazões apenas de 60 mL/h e 240 mL/h.

Pelos resultados de rugosidade obtidos para os três aços após a usinagem com o rebolo de carbeto de silício e com a técnica convencional observa-se que, em geral, os menores valores de rugosidade foram obtidos para o aço N2711M, independente da espessura de corte equivalente utilizada, enquanto que para a técnica MQL na menor vazão, o aço N2711M voltou a apresentar o menor valor para o parâmetro Ra para as espessuras de corte equivalentes superiores a 0,09 μm. A usinagem do aço VP ATLAS com esta mesma vazão gerou valores de Ra sem diferença significativa, independente da h_{eq} . O

aço VP ATLAS gerou os menores valores para o Ra, quando usinado com a técnica MQL na maior vazão e para as espessuras de corte equivalente de 0,09 e 0,18 μm .

Em relação ao aço VP100, foi ele que apresentou os piores resultados de Ra, com exceção do uso da técnica MQL na maior vazão de 240 mL/h e com $h_{\text{eq}} = 0,18 \mu\text{m}$. De forma geral, a técnica usada, o material da ferramenta de corte e tipo de material a ser usinado, interfere no acabamento, conforme esperado.

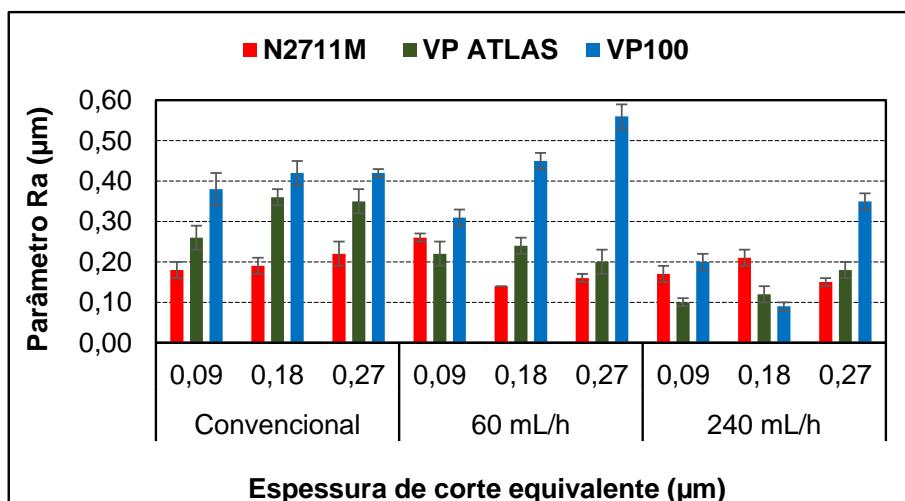


Figura 4.95 – Rugosidade (Ra) para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de carbeto de silício.

4.3 Rugosidade da Superfície dos três aços após a usinagem com os dois rebolos e todas as condições de corte empregadas

Na Figura 4.96 são mostrados os valores de rugosidade Ra obtidos após a retificação dos três aços (ABNT N2711M, VP ATLAS e VP100) com o emprego das técnicas convencional e MQL com as vazões apenas de 60 mL/h e 240 mL/h, mas comparando os dois rebolos (óxido de alumínio e carbeto de silício).

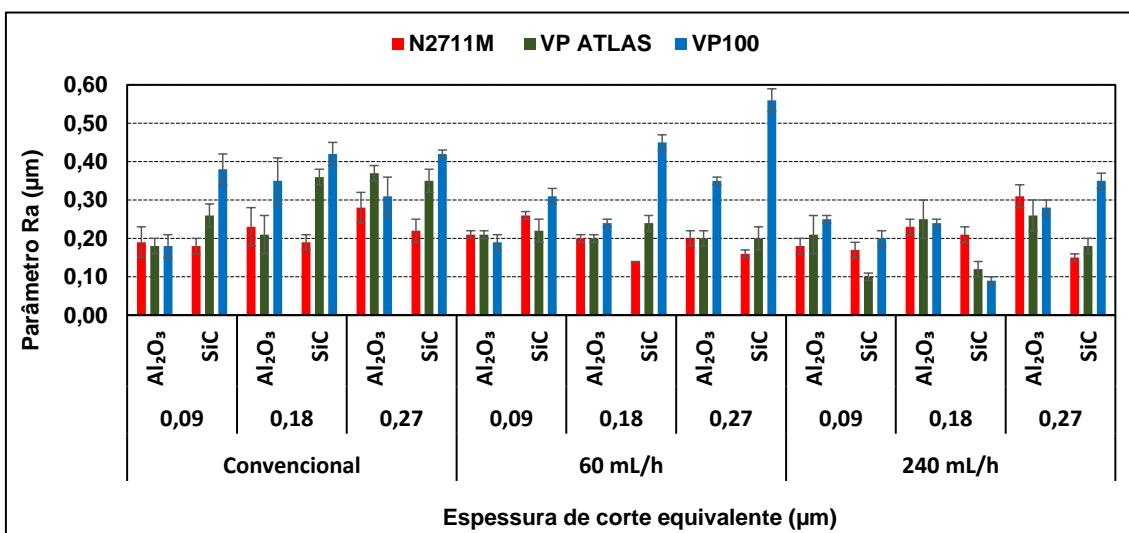


Figura 4.96 – Parâmetro Ra para os três aços testados em função do rebolo, da técnica de aplicação de fluido de corte e para diferentes espessuras de corte equivalente.

Ao comparar os resultados de rugosidade obtidos para os três aços e com os diferentes rebolos inicialmente para a técnica convencional, observa-se em geral os menores valores de rugosidade foram obtidos para o aço N2711M após a usinagem com o rebolo de alumina com a menor espessura de corte equivalente. Quanto ao aço VP ATLAS os menores valores de Ra também foram obtidos após a utilização do rebolo de alumina e com espessuras de corte equivalente inferiores a 0,27 μm . O mesmo rebolo também proporcionou os melhores resultados de Ra do aço VP100 com a técnica convencional, independente da espessura de corte equivalente (h_{eq}) empregada. Para a técnica MQL com vazão de 60 mL/h, o rebolo de SiC apresentou melhor desempenho em termos de acabamento para os aços N2711M e VP ATLAS ao usinar nas condições mais severas de retificação, valores de h_{eq} superiores a 0,09 μm . Já para o aço VP100 após a usinagem com a técnica MQL vazão de 60 mL/h, o rebolo de óxido de alumínio mostrou-se mais eficiente em relação ao de carbeto de silício, independente da espessura de corte equivalente (h_{eq}) empregada. Ao comparar os resultados para os três aços com a técnica MQL com a vazão de 240 mL/h, observa-se que os melhores valores de Ra foram obtidos após usar os aços N2711M e VP ATLAS com o rebolo de SiC para todas as espessuras de corte equivalentes testadas em comparação ao rebolo de óxido de alumínio. Tendência semelhante também foi observada para o aço VP100, porém apenas quando se empregou espessuras de corte equivalentes até 0,18 μm . É importante ressaltar que os rebolos de carbeto de silício em geral são mais friáveis e também apresentam maior condutividade térmica que aqueles de óxido de alumínio (Malkin e Guo 2007). Estas propriedades atuando em combinação com a técnica MQL com maior vazão contribuíram para os melhores resultados de acabamento

obtidos após a usinagem dos três aços. Contudo, é importante ressaltar que ao selecionar um rebolo, não se pode levar em consideração apenas a rugosidade da peça. Os outros parâmetros de integridade de superfície da peça, como microdureza e residual também devem ser avaliados. Neste trabalho, foi mostrado que as tensões residuais, dependendo da combinação da técnica de aplicação de fluido de corte com o rebolo, podem ser do tipo trativas, por exemplo, ao usinar o aço VP100 com rebolo de SiC com a técnica convencional e MQL com vazão de 60 mL/h, Figuras 4.92 e Figura 4.93, respectivamente.

4.4 Potência instantânea de retificação

Na Figura 4.97 são apresentados os resultados de potência instantânea de retificação obtida após a retificação dos três aços com a técnica convencional para as três espessuras de corte equivalente. O aumento dos esforços de corte em função da elevação dos valores das espessuras de corte equivalente implicar em maior demanda por energia do motor da máquina ferramenta. Os valores iniciam por vota de 900 W, ponto de acionamento do rebolo sem carga atuante (máquina operando em vazio). Ao entrar em contato com a peça a demanda por potência aumenta de forma abrupta e logo se mantém por cerca 0,5 segundo, o que define o tempo de contato entre rebolo e peça. Após esta fase referente à retificação, de fato observa-se uma queda acentuada da potência, indicando a redução do comprimento de contato, finalizando meio ciclo, que poderá ser concordante ou discordante. Observa-se em geral que os valores de potência foram menores para o aço N2711M, enquanto que para os outros aços os valores situaram-se bem próximos para valores de espessura de corte equivalente inferiores de 0,27 µm. Os maiores valores foram observados após a usinagem do aço VP ATLAS nas condições mais severas de usinagem.

Na Figura 4.98 são apresentados os resultados de potência instantânea de retificação obtida após a retificação dos três aços com a técnica MQL para as três espessuras de corte equivalente.

Dentre as vazões empregadas na técnica MQL, a menor vazão testada igual a 60 mL/h foi aquela que proporcionou as menores potências de corte, independentemente do material e da espessura de corte equivalente empregados. Por outro lado, a usinagem com a técnica de aplicação de fluido convencional proporcionou valores próximos aos valores da técnica MQL para a maior vazão com a maior espessura de corte equivalente, o que indica melhor lubrificação com a técnica MQL que, por sua vez, exige menores esforços para o corte, consequentemente implicando em menor potência de corte. O aumento da quantidade de fluido na técnica MQL em geral não proporcionou bons resultados de potência.

É possível ainda observar que os materiais ensaiados exigiram a maior potência de corte após a retificação com a técnica convencional de aplicação de fluido, independentemente da espessura de corte equivalente empregada. Ao se empregar a técnica MQL, ocorreu uma redução da potência de corte, sugerindo que há predominância da função lubrificação proporcionada pelo óleo do MQL na região de corte. Esta melhoria nas condições tribológicas contribuir para a manutenção das características de boa afiação do rebolo após a dressagem (Figura 4.96 (a), a (f)). Estes resultados estão em concordância com os resultados obtidos nos trabalhos conduzidos por Damasceno (2010), Oikawa *et al.* (2011) e EMAMI *et al.*, (2013).

Observa-se para os resultados obtidos após a usinagem com as técnicas convencional e (Figura 4.97) MQL (Figura 4.98) respectivamente que, independentemente da vazão empregada, os valores de potência elétrica assumiram o comportamento esperado. Além disso, eles não atingiram a potência máxima nominal do motor da máquina, que é de 2400 W.

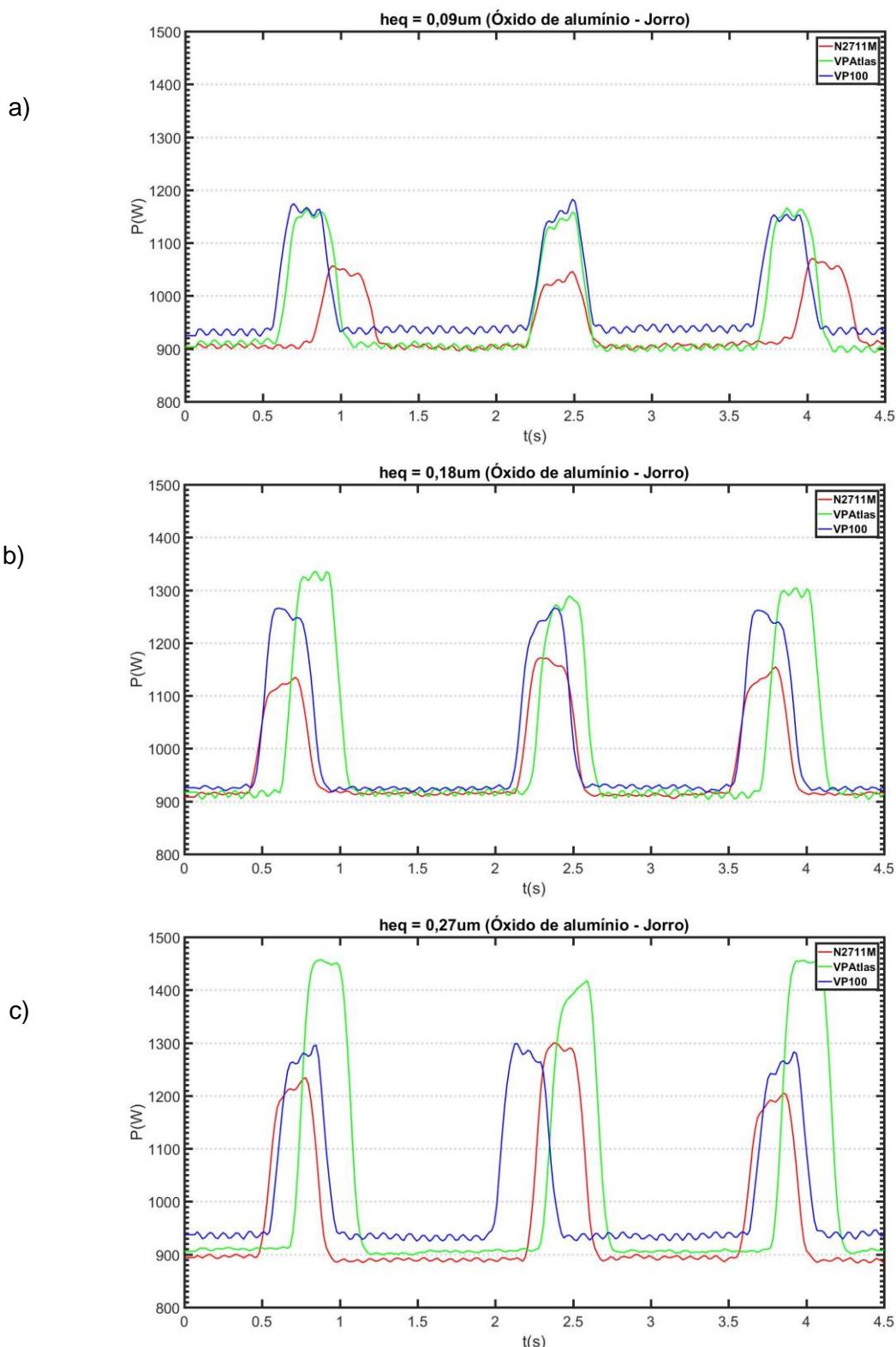
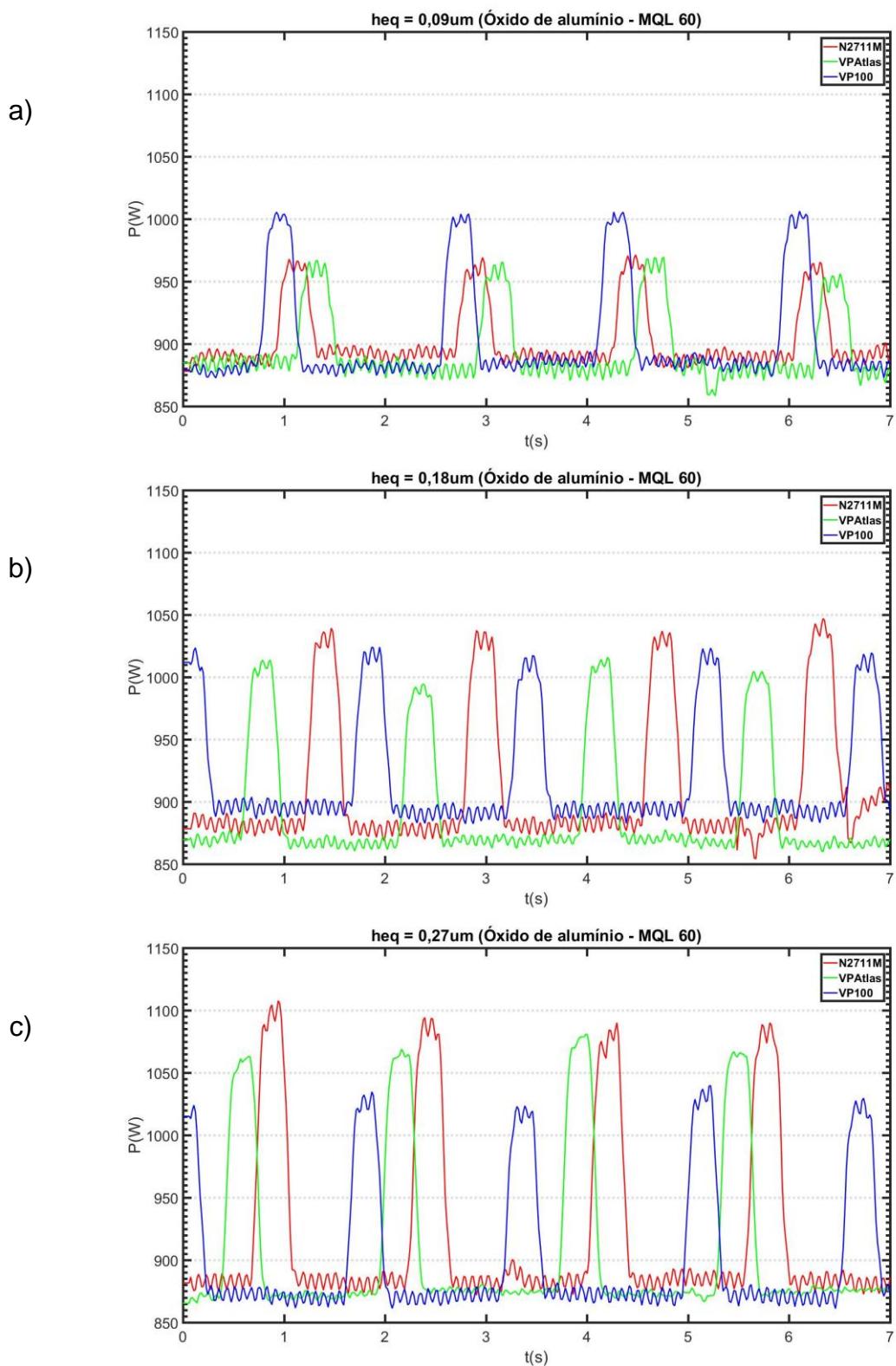


Figura 4.97 – Potência instantânea de retificação com a progressão da usinagem para os diferentes aços após a usinagem com técnica convencional de aplicação de fluido de corte para diferentes espessuras de corte equivalente: (a) $h_{eq} = 0,09 \mu m$, (b) $h_{eq} = 0,18 \mu m$ e (c) $h_{eq} = 0,27 \mu m$.



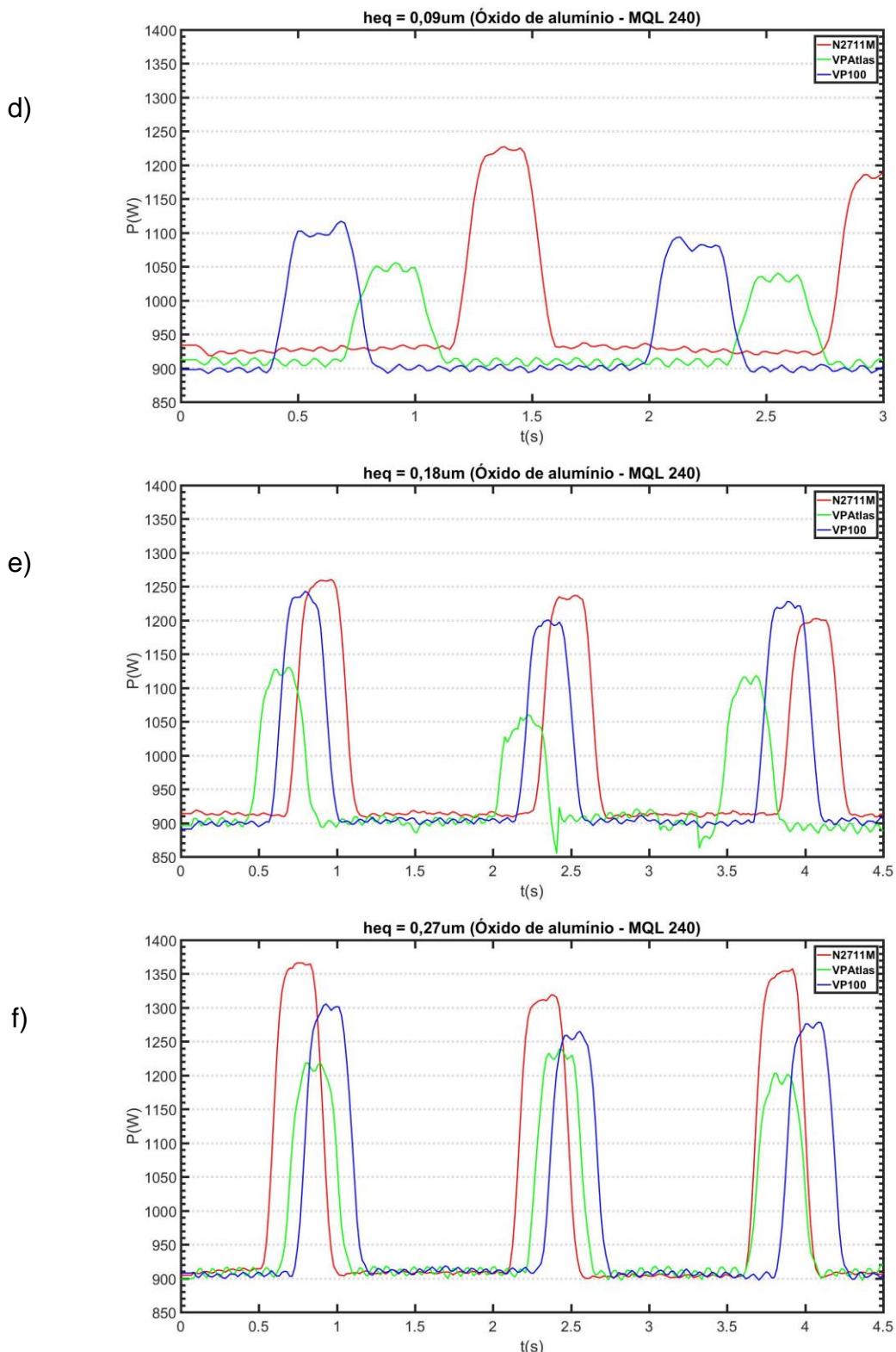


Figura 4.98 – Potência instantânea de retificação com a progressão da usinagem para os diferentes aços após a usinagem com técnica MQL com diferentes vazões e espessuras de corte equivalente: (a) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$, (b) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, (c) MQL 60 mL/h e $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$, (d) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,09 \mu\text{m}$, (e) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,18 \mu\text{m}$, (e) MQL 240 mL/h e $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Dos resultados obtidos nesta investigação do processo de retificação plana tangencial de três aços para moldes e matrizes, ABNT N2711M, VP ATLAS e VP100, com dois rebolos de materiais diferentes, duas técnicas de aplicação de fluido (convencional e MQL – com três vazões) e três espessuras de cortes equivalentes, as seguintes conclusões podem ser retiradas deste trabalho:

- I) Usinagem com rebolo de óxido de alumínio.
 - Em geral o acabamento sofreu influência da técnica de aplicação de fluido de corte e da vazão empregada, para os materiais testados. Os valores de parâmetro Ra para todos os aços e em todas as condições testadas ficaram abaixo de 0,5 μm , bem abaixo do valor admitido como limite superior aceitável para o processo de retificação (1,6 μm);
 - Na usinagem do aço N2711M o valor do Ra aumentou com a espessura de corte equivalente, independente da técnica de aplicação de fluido de corte, com exceção da técnica MQL com vazão de 60 mL/h, em que não se observou grande diferença nos valores de Ra em função da espessura de corte equivalente. Em geral, a rugosidade Ra no aço ABNT N2711M diminuiu com a redução da vazão de fluido de corte da técnica MQL;
 - Ao usinar o aço VP ATLAS observa-se que a técnica MQL com vazão de 60 mL/h gerou valores de Ra sem diferenças significativas, independente da espessura de corte equivalentes testada. Em relação à técnica convencional, a menor vazão do MQL se mostrou significativamente melhor em termos de Ra, para a maior espessura de corte equivalente;
 - Ao usinar o aço VP100, em geral, a rugosidade aumentou com a espessura de corte equivalente, independente da técnica de aplicação do fluido de corte;
 - Ao analisar as superfícies retificadas, observou-se que as melhores texturas foram proporcionadas pela técnica MQL na vazão de 60 mL/h, independente do aço usinado;

- A técnica convencional gerou superfícies praticamente sem materiais aderidos, enquanto que a usinagem com a técnica MQL nas três vazões apresentou material aderido à superfície, cuja quantidade de material aderida aumentou com h_{eq} usado;
- Não foram observadas trincas aparentes na superfície dos aços testados nas condições investigadas;
- Em geral as tensões residuais registradas para o aço N2711M foram compressivas na direção transversal, independente da técnica de aplicação do fluido de corte e da espessura de corte equivalente utilizada. Sendo que com a técnica MQL com vazão de 60 mL/h, independente da direção, todas as tensões residuais foram compressivas;
- As tensões residuais para o aço VP ATLAS foram em geral compressivas na direção transversal e tratativas na direção longitudinal, enquanto a usinagem com a técnica convencional proporcionou tensões residuais predominantemente compressivas, independente da direção (longitudinal ou transversal) e da espessura de corte equivalente;
- As tensões residuais para o aço VP100 foram compressivas na direção transversal e do tipo tratativas na direção longitudinal, independente da técnica de aplicação do fluido de corte e das espessuras de corte equivalente empregadas;
- A menor variação nos valores de microdureza foi obtida após a retificação com a técnica MQL com vazão de 150 mL/h, a queda foi de 13% e a maior queda foi de 31% com a mesma técnica na vazão de 60 mL/h, ambas para o aço N2711M a 20 μm abaixo da superfície. Todas as quedas são em relação ao valor médio medido antes da usinagem;
- Para o aço VP ATLAS a maior queda foi de 30% em relação ao valor médio após a usinagem com a técnica convencional e com a menor espessura de corte equivalente. Enquanto que para o aço VP100 a maior queda na microdureza foi de 15% com a técnica MQL na vazão de 150 mL/h, com $h_{eq} = 0,27 \mu\text{m}$;
- Quanto aos resultados de potência de retificação dos aços N2711M, VP ATLAS e VP100, a técnica MQL proporcionou os menores valores, independente dos materiais e das espessuras de cortes equivalentes testadas, sendo que a menor vazão com a técnica MQL resultou nos menores valores de potências de corte comparada com a técnica convencional;

II) Usinagem com rebolo de carbeto de silício.

- Em geral o acabamento sofreu influência da técnica de aplicação e da vazão empregada para os diferentes materiais testados e os valores de Ra para todos os aços e em todas as condições testadas situaram-se abaixo de 0,6 μm ;
- A usinagem com a técnica convencional proporcionou os menores valores de rugosidade para o aço N2711M, independente da espessura de corte equivalente

utilizada. O emprego da técnica MQL na menor vazão com valores de espessura de corte equivalente superiores a 0,09 µm resultou no menor valor para o parâmetro Ra;

- Ao usinar o aço VP ATLAS, os menores valores para o parâmetro Ra foram obtidos com a técnica MQL (em relação à técnica convencional) e que a maior vazão se sobressaiu a menor, independente da espessura de corte equivalente testada;
- Ao usinar o aço VP100 após foram obtidos os maiores valores para o parâmetro Ra, resultando no pior acabamento em relação aos outros dois aços testados;
- Ao analisar as superfícies retificadas, observou-se que as melhores texturas foram proporcionadas após a usinagem com a técnica MQL e vazão de 60 para os três aços (N2711M, VP ATLAS e VP100) em relação à vazão de 240 mL/h. Mas em geral, para os três aços, as superfícies de melhor qualidade quanto à textura foram obtidas após a usinagem com as técnicas convencional;
- Os valores de microdureza para o aço N2711M não apresentaram variação significativa abaixo dos 40 µm de profundidade, para a grande maioria das peças retificadas, para profundidades menores, a tendência foi de aumento de dureza;
- Ao empregar a técnica MQL e maior vazão, os valores de microdurezas não apresentaram variação significativa ao longo do perfil medido para o aço VP ATLAS. Para as demais condições empregadas na usinagem deste material, houve queda no valor da microdureza próximo à superfície, com exceção do ensaio com a técnica MQL e menor vazão para $h_{eq} = 0,27 \mu m$, em que ocorreu o aumento;
- A usinagem do aço VP100 com a técnica MQL e com a maior vazão, os valores de microdurezas não apresentaram variação significativa ao longo do perfil medido, enquanto que para a técnica convencional ocorreu um aumento significativo, de até 63%, em as profundidades de 20 a 40 µm;
- As tensões residuais para o aço N2711M foram compressivas em ambas as direções para todos os ensaios com a técnica convencional, enquanto que para a técnica MQL o mesmo ocorreu apenas ao empregar a maior espessura de corte equivalente, independente da vazão utilizada;
- As tensões residuais para o aço VP ATLAS foram compressivas em ambas as direções apenas para as condições: técnica convencional e $h_{eq} = 0,27 \mu m$ e para a técnica MQL para a menor e maior vazão nas h_{eq} de 0,18 e 0,09 µm, respectivamente;
- As tensões residuais para o aço VP100 foram compressivas independentes da direção e da espessura de corte equivalente usadas após a usinagem com a técnica MQL na vazão 240 mL/h. Já a usinagem com as técnicas convencional e MQL com menor vazão proporcionaram tensões residuais trativas, independente da direção (longitudinal ou transversal) e da espessura de corte equivalente;

- Em geral as tensões residuais na direção transversal para os três aços foram compressivas, independentemente do tipo de rebolo utilizado, da espessura de corte equivalente e da técnica de aplicação do fluido de corte empregados.

Sugestões para trabalhos futuros

A realização de experimentos e análises de resultados em processos de retificação em geral demandam muito tempo, sendo que este processo é considerado mais complexo em relação aos processos de usinagem com ferramenta de geometria definida. Os resultados obtidos nesta pesquisa foram alcançados após a realização de vários ensaios de retificação, em diferentes condições e corte e avaliação da influência desses na integridade superficial de três aços, que foram recentemente colocados no mercado, e para os quais não existiam até o momento de início deste trabalho resultados na literatura. Diante de todo desenvolvimento das atividades desta pesquisa são sugeridas as seguintes propostas para trabalhos futuros, com base nas investigações realizadas:

- Realizar ensaios de retificação com variação da velocidade da mesa e avaliar o desgaste do rebolo para diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte;
- Testar diferentes fluidos de corte na retificação plana dos aços avaliados neste trabalho com rebolos com diferentes granulometrias mesh e medir simultaneamente a potência instantânea de retificação e os sinais de emissão acústica;
- Investigar a utilização de partículas sólidas como o grafite e grafeno dispersos em fluidos de corte e testá-los via técnica MQL nos aços testados nesta pesquisa;
- Avaliar a influência do tipo de dressador como também o grau de recobrimento do rebolo nas mesmas condições de corte investigadas nesta pesquisa para os diferentes materiais;
- Avaliar a usinabilidade de outros aços para moldes e matrizes, como o VP20 e VP50, com os mesmos rebolos empregados nesta pesquisa;
- Avaliar o comportamento das tensões residuais nas camadas subsuperficiais pela técnica da remoção de camadas, com medição por difração de raios-x, até 120 µm.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, A. M., ASPINWALL, D. K., 1996. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. Wear. Vol. 196, pp., 279 – 284.

AGARWAL, S., RAO, P. V., Experimental investigation of surface /subsurface damage formation and material removal mechanisms in SiC grinding, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 48 (2008), 698 – 710.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.10.013>

AGOSTINHO. O., L., RODRIGUES. A C S; LIRANI, J: Tolerâncias, ajustes, desvios e analise de dimensões, Ed. 2004, Editora Edgard Blucher, São Paulo – SP.

ALI, Y.M.; ZHANG, L.C. 1999. Surface roughness prediction of ground components using a fuzzy logic approach. Journal of Materials Processing Technology 89–90, pp. 561–568.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00022-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00022-9)

ALTAN, T.; LILY, B. W.; KRUTH, P. J.; KÖNIG, W.; TÖNSHOFF, H. K.; VAN LUTTERVELT, C. A.; KHAIRY, A. B., - Advanced Techniques for Die and Mold Manufacturing, Annals of CIRP, Vol 42/4, pp 707, 1993.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62533-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62533-5)

ANDREUCCI, R. Líquidos Penetrantes, ABENDE, 2003.

ANDREUCCI, R. Partículas Magnéticas, ABENDE, 2003.

ASM METALS HANDBOOK. Machining, 10th Edition, Volume 16, ASM International, USA, 2004.

AURICH, J. C., HERZENSTIEL, P., SUDERMANN, H., MAGG, T., High performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern, CIRP Annals – Manufacturing Technology, v. 57 (2008), pp., 357 – 362.

BACALHAU, J. B., Desenvolvimento de aço para moldes plásticos com 40 HRc e elevada usinabilidade, 2012, tese de mestrado em materiais e processos de fabricação, ITA, São José dos Campos.

BARILI, I.C., UMBERTO, D.R., ANJOS, M.A., DE MELLO, H.J., DA SILVA, R.B., BIANCHI, E.C., AGUIAR, P.R. 2014. “Estudo da integridade superficial de aço VP50 após retificação cilíndrica com a técnica MQL”. VIII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM. 10-15 de Agosto, Uberlândia-MG.

BATALHA, G. F. 2005. Processos de Fabricação por Remoção de Material. Apostila, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. USP. São Paulo. 51 p.

BIANCHI, E. C., VALARELL, I. D., FERNANDES, O. C., MOGAMI, O., SILVA JR, C. E., AGUIAR, P. R., 1997. “Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis e dúcteis”. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences. v. 19, pp. 410-425.

BIANCHI, E. C., AGUIAR, P. R., PIUBELI, B. A., 2004, Aplicação e Utilização dos Fluidos de Corte nos Processos de Retificação, Artliber Editora Ltda., São Paulo – SP.

BRINKSMEIER, E., HEINZEL, C., WITTMANN, M., 1999. Friction, cooling and lubrication in grinding. CIRP Annals, Manufacturing Technology, v. 48, n. 2. pp., 581 – 598.

CALLISTER, W. D. Materials Science and Engineering: An Introduction. 8. Ed. Nova York: Ed. John Wiley Sons. Inc., 2010.

CINDRA FONSECA, M. P., 2000, Evolução do Estado de Tensões Residuais em Juntas Soldadas de Tubulação durante Ciclos de Fadiga. Tese de Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

CHEN, X., ROWE, W. B., MCCORMACK, D. F., Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding. Journal of Materials Processing Technology 2000, 107, pp. 216 – 221.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00692-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00692-0)

DA SILVA, R.B, VIEIRA, J. M., CARDOSO, R. N., CARVALHO, H.C., COSTA, É. S., MACHADO, A. R., AVILA, R. F., 2011. Tool wear analysis in milling of medium carbon steel with coated cemented carbide inserts using different machining lubrication/cooling systems. Wear. Vol. 271, pp. 2459 – 2465.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.12.046>

DAMASCENO, R. F., 2010. Análise da influência da profundidade de corte e de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana de aço ABNT 4340. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Universidade Estadual Paulista. Bauru – SP.165 p.

DAVIM, J. P., 2010. Surface Integrity in Machining. Ed. Springer, 1A Ed., Portugal.
<https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2>

DE MELLO, A. V.; DA SILVA, R. B.; GUIMARÃES, C.; HASSUI, A.; DE FREITAS, F. M. C. Avaliação do Acabamento e Microdureza de liga de Titânio Ti-6Al-4V após a Retificação Plana Tangencial. In: 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Salvador, 10 p., 2015.

DE OLIVEIRA, J. F. G., ALVES, S. M., 2006. Novos fluidos de corte adequados ao desempenho mecânico da retificadora e ao meio ambiente. Revista Máquinas e Metais, Aranda Editora. Ano XLII, n. 480. pp. 28 – 43.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L., 2003. Tecnologia da usinagem dos Materiais, 4ª Ed. Artliber Editora Ltda., Campinas, SP, Brasil.

DING, Z., LI, B., LIANG, S. Y., 2015. Phase transformation and residual stress of Maraging C250 steel during grinding. Materials Letters 154 (2015) 37 – 39.
<https://doi.org/10.1016/j.matlet.2015.04.040>

EL BARADIE, M. A. 1996. Cutting fluids: Part I. Characterization. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 56, pp. 786-797.

[https://doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)01892-1](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)01892-1)

EMAMI, M., SADEGHI, M. H., SARHAN, A. A. D., 2013, Investigating the effects of liquid atomization and delivery parameters of minimum quantity lubrication on the grinding process of Al₂O₃ engineering ceramics, Journal of Manufacture Processes, pp. 374 – 388.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2013.02.004>

FATHALLAH, B. B., FREDY, N. B., SIDHOM, H., BRAHAM, C., Y., 2009, Effects of abrasive type cooling mode and peripheral grinding wheel speed on the AISI D2 steel ground surface integrity, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49, pp. 261– 272.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.10.005>

FERGANI, O., SHAO, Y., LAZOGLU, I., LIANG, S., Y., 2014, Temperature Effects on Grinding Residual Stress, 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.100>

GAMA, CELSO ANTONIO DE SOUZA. 2009, Contribuições ao processo orçamentário de moldes: Estudo de caso em uma ferramentaria com a implantação de uma ferramenta computacional. 2009. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, submetida ao Instituto Superior Tupy.

GONÇALVES NETO, L. M., 2013, Aplicação de fluido de corte em quantidades reduzidas para usinagem aço SAE 52100 no processo de retificação centerless de passagem, Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia: Universidade Estadual Paulista. Bauru – SP.130 p.

GRAF, W. 1998. Diamant-Abrechtwerkzeuge. Informativo da WST, p. 2-32.

HASHIMOTO, F., GUO, Y. B.; WARREN, A. W., 2006, Surface Integrity Difference Between Hard Turned and Ground Surfaces and its Impact and Fatigue Life. Annals of the CIRP, Vol. 55.

HECKER, R. L.; LIANG S. Y. 2003. Predictive modeling of surface roughness in Grinding. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, pp. 755–761.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00055-5](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00055-5)

HEINZEL, C.; BLEIL, N.; The use of the size effect in grinding for work – hardening, Annals of the CIRP, vol. 56/1/2007.

HEISEL, U., LUTZ, M., SPATH, D., WASSMER, R., WALTER, U. 1998. A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte, Revista Máquinas e Metais, Ano XXXIV, nº 385, pp. 22 – 38.

HILSON, G., SIMANDJUNTAK, S., FLEWITT, P. E. J., HALLAM, K. R., PAVIER, M. J., SMITH, D. J., Spatial variation of residual stress in a welded pipe for high temperature applications, International Journal of Pressure vessels and Piping, 2009, Volume 86, p. 748 – 756.

<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2009.07.003>

IBT INDÚSTRIA DE MOLDES, 2017, moldes para injeção de plásticos. Disponível em: www.ibtmoldes.ind.br/: Acesso em 10/10/2017.

JAWAHIR, I.S.; E. BRINKSMEIER, R. M'SAOUBI, D.K. ASPINWALL, J.C. OUTEIRO, D. MEYER, D. UMBRELLO, A.D. JAYAL, Surface integrity in material removal processes: Recent advances, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 60, Issue 2, 2011, Pages 603-626.

KANDIL, F. A., LORD, J. D., FRY, A. T., GRANT, P. V., 2001. Review of residual stress measurement methods, National Physical Laboratory.

KLOCKE, F., 2009. Manufacturing Processes 2: Grinding, Honing and Lapping. Traduzido por Aaron Kuchle. RWTH Edition, Aachen University. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. Alemanha. 433 p.

KLOCKE, F., BECK, T., EISENBLÄTTER, G., FRITSCH, R., LUNG, D., PÖHLS, M., 2000. Applications of minimal quantity lubrication (MQL) in cutting and grinding", In proceedings of the 12th International Colloquium Tribology Industrial and Automotive Lubrication, Technische Akademie Esslingen, Ostfildern, Alemanha.

KUMAR, S.; YADAV, M.; AGRAWAL, P.; KHAN, M. Z.; VASHISTA, M. Assement of Micro hardness Profile in Grinding Using *Barkhausen* Noise Technique at Various Analysis Parameters. ISRN Materials Science, vol. 2011, Article ID 525078, 5 pages, 2011.

LIAO, Y. S., LUO, S. Y., YANG, T. H., 2000. A thermal model of the wet grinding process. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 101, pp. 137-145.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00440-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00440-4)

MACHADO, A.M.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; SILVA, M. B.; 2009. Teoria da Usinagem dos Materiais. Editora Edgard Blucher, São Paulo. Brasil, 371p.

MALKIN, S. Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989.

MALKIN, S.; GUO, C. Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives, 2nd Edition, Industrial Press Inc., New York, 2008.

MALKIN, S., JOSEPH, N. 1975. Minimum Energy in Abrasive, WEAR. Elsevier. Pp. 15-23.

MAO, C., TANG, X., ZOU, H., ZHOU, Z., YIN, W., 2012. Experimental investigation of surface quality for minimum quantity oil–water lubrication grinding. Int. J Adv. Manuf. Technol., 59. pp. 93–100.

<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3491-3>

MARINESCU, I. D., DIMITROV, B., INASAKI, I. Tribology of abrasive machining processes. 1. ed., Norwich, William Andrew Inc., 2004. KRAR, S.F., Grinding Technology, DELMAR, 2nd ed., USA, 1995, 334 p.

MARINESCU, I. D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; ROWE, W.B.; INASAKI, I. Handbook of Machining with Grinding Wheels. CRC Press. New York, 2007.

MEDEIROS, M.A.; 2011. Influência dos carbonitretos de titânio na usinabilidade do aço VP100 utilizado em moldes de injeção de plástico. Tese de Doutorado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica: Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG. 126 p.

MESQUITA, R. A., BARBOSA, C. A., 2007, Os aços para moldes de plástico devem ser muito bem caracterizados. Revista Máquinas e Metais. Aranda Editora. Ano XLIII, n. 499. pp. 68-91.

MILAM, J.C.G., MACHADO, A.R., BARBOSA, C.A.; 2000. Usinabilidade de Aços para moldes de injeção de plástico tratados com cálcio. In: 55º Congresso da Associação Brasileira de Metais, ABM, 24 a 28 de julho.

MUNIZ, J. A. 2009. Retífica. Apresentação. Notas de aula. Universidade de Pernambuco. 77 p.

NEUGEBAUER R.; BOUZAKIS K.D.; DENKENA B.; KLOCKE F.; STERZING A.; TEKKAYA A.E.; WERTHEIM R. Velocity effects in metal forming and machining processes, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 60, Issue 2, 2011, p. 627-650.

NGUYEN, T., ZHANG, L.C., An assessment of the applicability of cold air and oil mist in surface grinding. Journal of Materials Processing Technology: Volume 140 (2003), p. 224 – 230.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00714-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00714-3)

NUSSBAUM, G.C., Rebолос e abrasivos: Tecnologia básica. Coletânea de 3 volumes. 1. Ed. São Paulo: Ícone, 1988.

ODEBRECHT, O. 2003. Dressamento de rebolos de óxido de alumínio microcristalino com dressadores fixos. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, SC. 118 p.

OIKAWA, M. H., BIANCHI, E. C., DESTRO, R. S., SOUSA, R. M., CANARIM, R. C., ALVES, M. C. S., AGUIAR, P. R. 2011. Cerâmicas avançadas no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho utilizando a técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL) com rebolos diamantados. *Revista Matéria*, v. 16, n. 1, pp. 560 – 573.
<https://doi.org/10.1590/S1517-70762011000100003>

OLIVEIRA, J.F.G., SILVA, E.J., GUO, C., HASHIMOTO, F., 2009. Industrial challenges in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. v. 58. pp 663–680.

POLIMOLD, 2017, Injeção plástica e porta molde. Disponível em: <http://www.polimold.com.br/pt/produtos/injecao-plastica/extratores>. Acesso em 10/10/2017.

RABIEI, F., RAHIMI, A. R., HADAD, M. J., ASHRAFIJOU, M., Performance improvement of minimum quantity in surface grinding by modeling and optimization, *Journal of Cleaner Production*, Volume 86, 2015, p. 447 – 460.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.08.045>

RAJ, B., JAYAKUMAR, T., 1997. Practical Nondestructive Testing, Narosa Publishing House.

ROBERTS, G., KRAUSS, G., KENNEDY, R., 1998. Tool Steels. 5a. ed. American Society for Metals, pp. 291-304.

ROWE, W. B., 2009. Principles of modern Grinding Technology. Ed. William Andrew, 1^A ed., Oxford, UK.

ROWE, W. B., 2014. Principles of modern Grinding Technology. Ed. William Andrew, 2^A ed., Oxford, UK.

SANTOS, LUIS UMBELINO DOS, 2015. Modelo e processo de desenvolvimento integrado de moldes para injeção de termoplásticos. 167f. Dissertação de Mestrado Profissional em Produção – ITA, São José dos Campos.

SETTI, D.; SINHA, M. K.; GHOSH, S.; RAO, P.V. Performance evaluation of Ti-6Al-4V grinding using chip formation and coefficient of friction under the influence of nano fluids. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 88, p. 237-248, 2015.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.10.005>

SHAW, M. C., 1996. Principles of abrasives processing. Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA.

SHAW, M. C., 1996. Energy Conversion in Cutting and Grinding. Arizona State University, Tempe, USA. Pp. 101-104.

SILVA, A. L. V. da C., MEI, P. R., (2010), Aços e Ligas Especiais, 3A Ed., São Paulo – editora Blucher.

S MOLDES, 2017, S Moldes confecção de Moldes em geral. Disponível em: www.smoldesferramentaria.com.br/empresa: Acesso em 10/10/2017.

DA SILVA, L. R., BIANCHI, E. C., FUSSE, R. Y., CATAI, R. E., FRANÇA, T. V., AGUIAR, P. R., 2007, Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant – MQL in grinding, Machine Tools and Manufacture, 47, 412 – 418.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.03.015>

SOUSA, D. A., Determinação de Tensões Residuais em Materiais Metálicos por Meio de Ensaios de Dureza, 2012, Universidade Federal de São João Del – Rei, Dissertação de Mestrado, 140 p.

SOUSA, G. C., 2012. Desgaste Radial de Rebолос de CBN com Aplicação de Lubrificantes refrigerantes por Tubeira tipo Sapata. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC. 108 p.

TAWAKOLI, T. 2003. Minimum coolant lubrication in grinding. Industrial Diamond Review, n. 1, pp. 60-65.

TAWAKOLI, T., HADAD, M. J., SADEGHI, M. H., DANESHI, A., STÖCKERT, S., RASIFARD, A., 2009, An experimental investigation of the effects of workpiece and grinding parameters on minimum quantity lubrication – MQL Grinding, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 49, pp. 924 – 932.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.06.015>

TAWAKOLI, T., HADAD, M. J., SADEGHI, M. H., 2010, Influence of oil mist parameters on minimum quantity lubrication – MQL grinding process, International Journal of Machine Tools and Manufacture, pp. 521 – 531.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.03.005>

Usinagem Brasil, 2013. Seis plantas da Ford no mundo já utilizam usinagem MQL. Disponível em: <http://www.usinagem-brasil.com.br/7960-seis-plantas-da-ford-no-mundo-ja-utilizam-usinagem-mql/>. Acesso em outubro 2013.

VENSON, I., 2011. Abrasivos: Processos de corte em madeira, Apostila, Departamento de Engenharia e Tecnologia Florestal, Universidade Federal do Paraná.

VILLARES METALS S.A., 2013, Moldes plásticos. Disponível em: <http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Ferramenta/Aplicacoes/Moldes-plasticos>. Acesso em: 12/10/2013.

WALKE, T., The MQL Handbook, A guide to machining with minimum quantity lubrication, Copyright © 2013, Unist, Inc. V1.0.3.

WALTON, I. M., STEPHENSON, D. J., BALDWIN, A., 2006, The Measurement of Grinding Temperatures at High Specific Material Removal Rates, International Journal of Machine Tools and Manufacture, pp. 1617 – 1625.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.020>

WINTER-GRUPO SAINT GOBAIN. 2004. Retificação. Futuria. Apostila de treinamento da Empresa Winter, Jundiaí, SP, Brasil.

<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2007.10.007>

WITHERS, P. J., TURSKI, M., EDWARDS, L., BOUCHARD, P., J., BUTTLE, D. J., Recent advances in residual stress measurement, 2008, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 85, p. 118 – 127.

WUNDER, S., 2006, Modelagem e Simulação da Micro topografia de Superfícies Retificadas com Ferramentas Estruturadas, Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis – SC.

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

APÊNDICE

Apêndice I

Segundo Malkin e Guo (2008), a Eq.(1), não considera os movimentos e nem as deformações envolvidas durante a retificação, então ela descreve um aparente contato entre a peça e o rebolo, sendo este parâmetro descrito como um comprimento de contato estático.

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad (1)$$

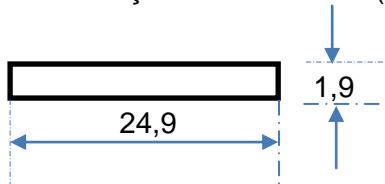
Na Tabela 1 são apresentados os valores aproximados dos comprimentos de contato relativos a cada penetração de trabalho.

Tabela 1 – Valores dos comprimentos de contato.

$a_e = 20 \mu\text{m}$	$a_e = 40 \mu\text{m}$	$a_e = 60 \mu\text{m}$
$l_c = 2,5 \text{ mm}$	$l_c = 3,5 \text{ mm}$	$l_c = 4,3 \text{ mm}$

Cálculos para o jato livre do fluido (Ar)

Área da seção do novo bocal (A) é dada por:



$$A = 47,31 \times 10^{-6} \text{ m}^2.$$

Pressão no regulador de pressão - manômetro: $3 \text{ bar} = 3 \times 10^5 \text{ Pa} = 300 \text{ kPa}$. (Entrada).

Pressão em Uberlândia (calculada à parte): $0,915 \times 10^5 \text{ Pa} = 91,5 \text{ kPa}$.

Pressão na saída: $(3 + 0,915) \times 10^5 = 3,915 \times 10^5 \text{ Pa}$.

Cálculo da massa específica do ar nas condições de ensaio usando a Eq.(2).

$$\rho = \frac{\text{Pressão}_{\text{saída}}}{R \cdot T} \quad (2)$$

$$\rho = \frac{3,915 \cdot 10^5}{286 \cdot (30 + 273)} = 4,5 \text{ kg/m}^3.$$

Vazão do compressor, informada pelo fabricante.

Compressor: 40 pés³ / minuto.

Expressão utilizada para o cálculo da potência da máquina no SI:

$$P = \frac{I_p \cdot 220 \cdot \sqrt{3} \cdot 0,83}{\sqrt{2}} \quad (5)$$

Onde:

I_p : corrente de pico;

220 V: por ser uma ligação triângulo;

$\sqrt{3}$: por ser trifásico;

0,83: fator de potência.

Valores de rugosidade para os parâmetros Rz, Rq e Rt dos três aços após a retificação com o rebolo de Al₂O₃ em função das espessuras de corte e para as diferentes técnicas de aplicação de fluido de corte.

Nas figuras A1 a A3 a seguir são apresentados os valores (média aritmética) dos parâmetros de rugosidade: Rz, Rq e Rt, para as técnicas: convencional e MQL respectivamente, obtidos em função das espessuras de corte equivalente.

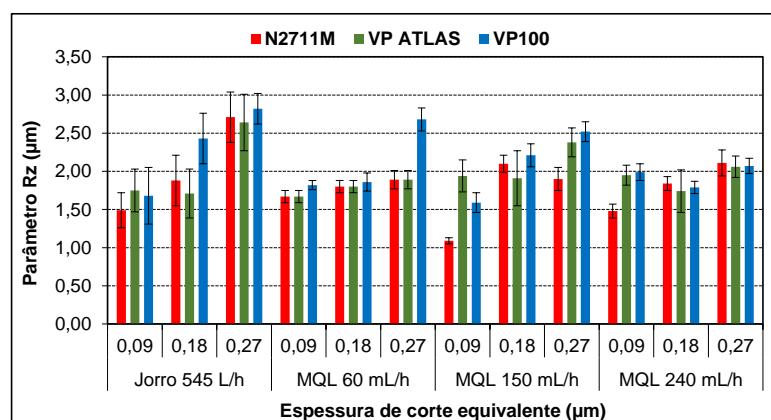


Figura A1 – Rugosidade Rz para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de óxido de alumínio.

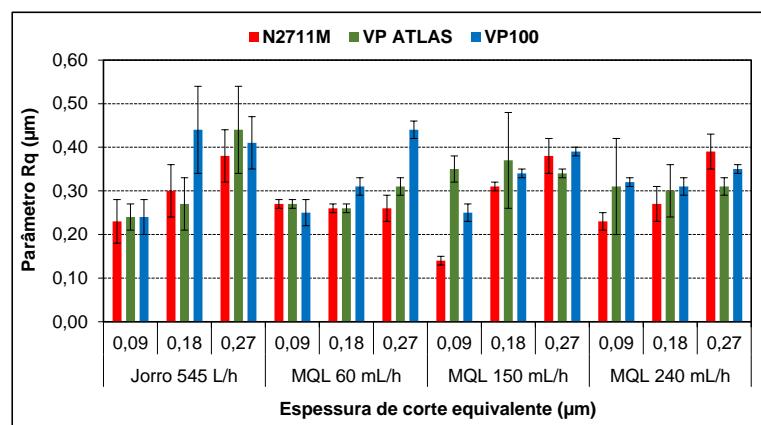


Figura A2 – Rugosidade R_q para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de óxido de alumínio.

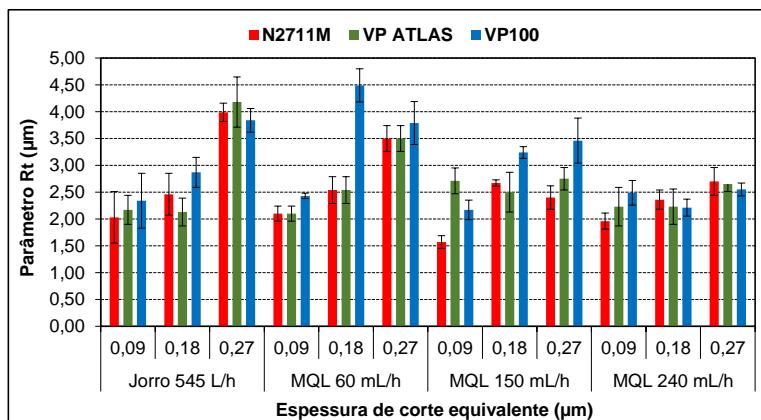


Figura A3 – Rugosidade R_t para os três materiais testados e em diferentes condições de corte empregadas após a retificação com rebolo de óxido de alumínio.