

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA - Unesp
“Júlio de Mesquita Filho”
Faculdade de Engenharia de Bauru – FEB
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

**AVANÇOS NO DESENVOLVIMENTO DE UM
PROCESSO DE ACABAMENTO PARA PEÇAS PLANAS
SUBMETIDAS À CINEMÁTICA DE LAPIDAÇÃO SOBRE UM
REBOLO DRESSADO COM GRAU DE RECOBRIMENTO**

ARTHUR ALVES FIOCCHI

Bauru – SP

2010

ARTHUR ALVES FIOCCHI

**AVANÇOS NO DESENVOLVIMENTO DE UM
PROCESSO DE ACABAMENTO PARA PEÇAS PLANAS
SUBMETIDAS À CINEMÁTICA DE LAPIDAÇÃO SOBRE UM
REBOLO DRESSADO COM GRAU DE RECOBRIMENTO**

Dissertação apresentada ao Programa de
Pós Graduação em Engenharia Mecânica da
Universidade Estadual Paulista, como requisito
à obtenção do título de Mestre em Engenharia
Mecânica, sob a orientação do Prof. Dr. Luiz
Eduardo de Angelo Sanchez.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez
FEB/UNESP – Bauru

Prof. Dr. Carlos Alberto Fortulan
EESC/USP – São Carlos

Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho
EESC/USP – São Carlos

Bauru, 18 de junho de 2010

Fiocchi, Arthur Alves.

Avanços no desenvolvimento de um processo de acabamento para peças planas submetidas à cinemática de lapidação sobre um rebolo dressado com grau de recobrimento / Arthur Alves Fiocchi, 2010. 165 f. : il.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2010

1. Lapidoretificação. 2. Ultraprecisão. 3. Acabamento Superficial. 4. Nanotecnologia I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Bauru. II. Título.

**ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE ARTHUR ALVES FIOCCHI,
DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DO(A)
FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU.**

Aos 18 dias do mês de junho do ano de 2010, às 14:00 horas, no(a) ANFITEATRO DA PÓS-GRADUAÇÃO DA FACULDADE DE ENGENHARIA, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. CARLOS ALBERTO FORTULAN do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Escola de Engenharia de São Carlos-USP, Prof. Dr. REGINALDO TEIXEIRA COELHO do(a) Departamento de Engenharia de Produção / Escola de Engenharia de São Carlos-USP, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de ARTHUR ALVES FIOCCHI, intitulado "AVANÇOS NO DESENVOLVIMENTO DE UM PROCESSO PARA ACABAMENTO DE PEÇAS PLANAS EMPREGANDO UM DISCO ABRASIVO SOB VARIADOS GRAUS DE RECOBRIMENTO E CINEMÁTICA DE LAPIDAÇÃO". Após a exposição, o discente foi argüido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: ARROVADO _____. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.


Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ


Prof. Dr. CARLOS ALBERTO FORTULAN


Prof. Dr. REGINALDO TEIXEIRA COELHO

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a **DEUS**, por permitir que eu alcançasse mais essa vitória e por todas as bênçãos recebidas durante a minha conquista.

Aos meus **PAIS** *Aulus Santini Fiocchi* e *Sônia Maria Alessio Alves Fiocchi*, aos quais devo a minha vida e tudo o que sou. Com eles, aprendi valores e princípios que levarei por toda a vida. Obrigado pelo incentivo e por sempre acreditarem no meu potencial.

Agradeço, também, às minhas **IRMÃS** *Thaís Alves Fiocchi* e *Camila Alves Fiocchi* pelo apoio, paciência e por estarem sempre ao meu lado.

À minha eterna **COMPANHEIRA** *Samira Salmeron*, obrigado pela dedicação e por estar sempre ao meu lado, me incentivando e sonhando junto comigo. Muito do que sou hoje devo à nossa convivência.

Aos meus **SOGROS** *Antonio Salmeron* e *Lidia Bonocher Salmeron*. Pessoas que estiveram ao meu lado em momentos decisivos, ensinando lições que muito contribuíram com minha formação profissional e pessoal. Muito obrigado por estarem presentes na minha vida.

À minha **CUNHADA** *Sintia Salmeron*, acima de tudo, uma irmã. Obrigado pelo carinho e por sempre me incentivar a buscar algo maior.

Ao meu **ORIENTADOR** *Luiz Eduardo de Angelo Sanchez*, obrigado por sua contribuição ao longo de todo o desenvolvimento desse trabalho. Agradeço o empenho, a dedicação, a confiança e a paciência. Serei sempre grato por ter me ajudado a conquistar mais essa vitória.

Aos meus **AMIGOS** *João Henrique Dorigatti Cruz*, *Gill Bukvic*, *Renan Luis Fragelli*, *Rubens Roberto Ingraci Neto*, *Caio Italiano Monteiro*, *João Felipe Carvalho de Moraes*, *Carlos Eduardo Dorigatti Cruz*, *João Gabriel Contrucci*, *Gilmar Vicentin*, *Athos Bernardes*, *Roberta Santos Domingues* e *Mônica Lobo do Nascimento* que, de maneiras distintas, muito contribuíram para a execução deste trabalho. Pessoas que estarão sempre comigo, com as quais aprendi o valor da verdadeira amizade.

À minha querida **TIA** *Andréa Alessio Vieira Alves*, exemplo de pessoa e profissional, em quem procuro me espelhar. Obrigado pelo incentivo e por ser alguém com quem sempre poderei contar.

Aos **FUNCIONÁRIOS DA FACULDADE ENGENHARIA DE BAURU**, especialmente *Hamilton José de Mello, Osmar Luiz Martinelli, Ulisses Frazão de Oliveira Tiburcio, Prof. Renato Creppe, Prof. Carlos Eduardo Bianchi, Prof. Carlos Alberto Soufen, Prof. Luiz Daré Neto, Prof. Reinaldo Sebastião Silva, Prof. Vicente Luiz Scalón, Prof. Yukio Kobayashi e Prof. Gilberto Magalhães*, obrigado pelo auxílio e pelo empenho na concretização deste trabalho.

Aos **PROFESSORES** *Ioan D. Marinescu e Augusto Ronchi Junior*, agradeço a participação na minha banca de qualificação e contribuição no melhoramento deste trabalho.

Ao **COLEGA** *Rafael Nunes Almeida*, diretor da empresa *Maceral acessórios off-road*, exemplo de empreendedor de sucesso. Muito obrigado por oferecer total apoio e credibilidade.

Às **EMPRESAS** *Bandeirantes, Royal Diamond, TNG, Taylor Hobson do Brasil, Sivat, Marazil e Wilson Instruments* pelo apoio oferecido.

À **CAPES** (Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pela Bolsa de Estudos concedida.

À **FAPESP** (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) pelo Auxílio à Pesquisa, tornando financeiramente possível a realização desta pesquisa.

Agradeço a todos que, de forma direta ou indireta, contribuíram para a consumação de mais uma etapa em minha vida.

RESUMO

Atualmente, avanços nas áreas de eletrônicos e computadores têm demandado máquinas e processos de fabricação capazes de manufaturar peças com tolerância geométrica, dimensional e acabamento superficial em níveis nanométricos, características, até então, não alcançadas pelos processos tradicionais de retificação e lapidação. Agregando algumas das vantagens desses processos, as três últimas décadas têm vivenciado a criação de novas tecnologias, que convergem para a utilização da cinemática da lapidação, a usinagem com grãos fixos e a preparação da ferramenta de usinagem por meio de alguma operação específica. O brunimento plano, o “nanogrinding” e, no Brasil, a lapidoretificação são exemplos desses processos abrasivos ultraprecisos. No presente trabalho, são analisadas as influências dos valores do grau de recobrimento na dressagem ($U_d = 1, 3$ e 5) e granulometria de rebolo de carboneto de silício ($SiC = 800, 600$ e 300 mesh) no acabamento superficial de peças planas de aço inoxidável ABNT 420 (45 HRC) submetidas à lapidoretificação. Para isso, fez-se necessária a fabricação de uma máquina dotada de 5 graus de liberdade em uma estrutura de aço ABNT 1020 com excelente rigidez mecânica, agregando guias lineares, fusos de esferas recirculantes, controle numérico computadorizado (CNC) dos eixos e monitoramento embarcado da potência de usinagem. A lapidoretificadora possui um dispositivo para dressagem do rebolo e outro para proporcionar o controle da força e cinemática planetária de usinagem. Os resultados mostraram que quanto menor o tamanho médio do grão abrasivo, menor a rugosidade superficial do corpo-de-prova. O incremento do valor do grau de recobrimento aplicado na dressagem do rebolo melhorou o acabamento superficial do corpo-de-prova. Os melhores resultados, obtidos após 10 minutos de usinagem, foram rugosidade média aritmética (R_a) de 1,92 nm; desvio de planicidade de 1,19 μm em amostras de 25,4 mm de diâmetros; acabamento superficial espelhado e baixa taxa de remoção de material. Diante da excelente qualidade superficial alcançada, pode-se incluir a lapidoretificação entre os processos ditos de acabamento de ultraprecisão e que, dependendo da aplicação, as etapas de lapidação e polimento podem ser substituídas pelo processo abrasivo proposto.

Palavras-chave: Lapidoretificação; Ultraprecisão; Acabamento Superficial; Nanotecnologia.

ABSTRACT

Nowadays, advances in the field of electronics e computers have demanded machine-tools and fabrication processes aiming to manufacture parts with geometrical tolerance, dimensional and surface finishing in nanometer levels, features not achieved until now using the conventional processes such as grinding and lapping. Associating some of the advantages of these conventional machining processes, the last three decades have been facing the creation of new technologies that converge to applying lapping kinematics, machining with fixed abrasives, and set of the machining tool employing some specific operation. The flat honing, nanogrinding and, in Brazil, the lapgrinding are some examples of these ultra precision abrasive processes. In the present work, the influences of different values of overlap factor on dressing ($U_d = 1, 3 \text{ e } 5$), and grain size of the grinding wheel made of silicon carbide ($\text{SiC} = 800, 600 \text{ e } 300$ mesh) are analyzed on surface finishing of stainless steel AISI 420 (45 HRC) flat workpieces submitted to the lapgrinding process. Hence, it was made necessary to build a brand new machine tool endowed with 5 degrees of freedom in a steel AISI 1045 structure with excellent mechanical stiffness, associating linear guideways, ballscrews, computerized numerical control (CNC) of the axels, and on-board monitoring of machining power. The lapgrinding machine has an apparatus for dressing the grinding wheel and another one to provide control of machining force and planetary kinematics. The results showed that the smaller the average grain size, the lower the workpiece surface roughness. Increasing the value of overlap factor applied on dressing of the grinding wheel produced better surface quality of the workpieces. The best results, obtained after 10 minutes of machining, were average surface roughness (R_a) 1.92 nm; 1.19 μm flatness deviation of 25.4 mm diameter workpieces; mirrored surface finishing, and low material removal rate. Given the surface quality achieved, the lapping-grinding process can be included among the ultra precision finishing processes and, depending on the application, the steps of lapping and polishing can be replaced by the proposed abrasive process.

Keywords: Lapgrinding; Ultra Precision; Surface Finishing; Nanotechnology.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – Exemplos das quatro operações básicas de retificação com rebolos cilíndricos (MARINESCU et al., 2007 - modificado).....	6
FIGURA 2.2 – Mecanismo de remoção de material dúctil na retificação (KÖENIG & KLOCKE, 1996 - modificado).....	7
FIGURA 2.3 – Interação física entre partículas abrasivas e a superfície da peça-obra (ZUM, 1987).....	8
FIGURA 2.4 – Mecanismos de desgaste do rebolo (MALKIN & COOK, 1971; JACKSON, 2002 - modificado).....	11
FIGURA 2.5 – Formato padrão dos dressadores de diamante de ponta única (MARINESCU et al., 2007).....	13
FIGURA 2.6 – Região de contato entre dressador e rebolo (OLIVEIRA, 1988 - modificado).....	14
FIGURA 2.7 – Forças de corte e rugosidade em função do grau de recobrimento (KÖNIG & MESSER, 1980 - modificado).....	16
FIGURA 2.8 – Ação do grau de recobrimento na topografia do rebolo.....	17
FIGURA 2.9 – Mecanismos de abrasão dois corpos e abrasão três corpos (GATES, 1998; VESPUÍ & WITH, 1997; INDGE, 1990; INDGE, 1991; EVANS et al., 2003 - modificado).....	20
FIGURA 2.10 – Esquema de uma lapidadora plana de dois discos (UHLMANN, 1999 - modificado).....	22
FIGURA 2.11 – Tipos de trajetórias produzidas pela Dualap ZL 700 da Stähli Läpp-Technik GmbH (ARDELT, 2000 - modificado).....	23
FIGURA 2.12 – Distribuição específica do comprimento da trajetória para diferentes relações de rotação N_L e ocupação do porta-peças (ARDELT, 2000 - modificado).....	24
FIGURA 2.13 – Disco abrasivo com canais radiais para escoamento de fluido (a), paletes circulares espaçados (b) (STÄHLI, 2000 - modificado) e paletes tipo “goldfish” (c) (BEYER & RAVENZWAAIJ, 2005).....	26

FIGURA 2.14 – Desenvolvimento dos rebolos para brunimento plano (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).....	27
FIGURA 2.15 – Componentes de uma brunidora plana (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).....	28
FIGURA 2.16 – Dispositivo de dressagem dos discos inferior e superior de uma brunidora plana (STÄHLI, 2000 - modificado).....	29
FIGURA 2.17 – Aspecto de superfícies submetidas à lapidação (a) e brunimento plano (b) - 200x de ampliação (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).....	30
FIGURA 2.18 – Influência da ferramenta de corte e fluido de corte na taxa de remoção e acabamento superficial (R_a) da peças de Al_2O_3 usinadas numa Wolters AC 1200-F (TÖNSHOFF et al., 1998 - modificado).....	31
FIGURA 2.19 – Vista lateral do interior do disco rígido da IBM.....	32
FIGURA 2.20 – Aspecto do disco abrasivo segmentado (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).....	33
FIGURA 2.21 – Relação entre o tamanho médio do grão abrasivo e rugosidade superficial R_a e R_z (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).....	34
FIGURA 2.22 – Relação entre taxa de remoção de material e tamanho médio do grão abrasivo (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).....	35
FIGURA 2.23 – Processo de “nanogrinding” (GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, 1996 - modificado).....	37
FIGURA 2.24 – Representação dos canais na superfície do disco de lapidação após a operação de faceamento (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).....	39
FIGURA 2.25 – Curvas calculadas do volume de fluido de lapidação armazenado nos sulcos (Q) e área total plana (S) numa área arbitrária de $10 \times 10 \text{ mm}^2$ (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).....	40
FIGURA 2.26 – Efeito dos grãos abrasivos soltos e fixos na taxa de remoção de material (a) e acabamento superficial (b) (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).....	41
FIGURA 2.27 – Rugosidade para diferentes graus de recobrimento de dressagem (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008 - modificado).....	43

FIGURA 2.28 – Desvio de planicidade entre a condição inicial (retificada) e final (lapidoretificada) (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).....	44
FIGURA 2.29 – Corpos-de-prova ABNT 4340 lapidoretificado (a) e retificado (b) (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).....	44
FIGURA 3.1 – Ilustração das principais características técnicas mecânicas da lapidoretificadora CNC.....	47
FIGURA 3.2 – Perspectiva parcial da lateral esquerda traseira (a) e lateral direita frontal (b) da estrutura da lapidoretificadora.....	49
FIGURA 3.3 – Perspectiva explodida dos principais elementos mecânicos responsáveis pelo movimento paralelo à superfície do rebolo.....	50
FIGURA 3.4 – Perspectiva explodida dos principais constituintes mecânicos responsáveis pelo movimento, perpendicular à superfície do rebolo, do dressador.....	51
FIGURA 3.5 – Perspectiva explodida dos principais constituintes mecânicos responsáveis pelo movimento, perpendicular à superfície do rebolo, da peça.....	52
FIGURA 3.6 – Principais elementos do eixo flexível.....	53
FIGURA 3.7 – Representação gráfica da perspectiva do eixo Z e do sistema de transmissão de torque do eixo do rebolo para o porta-peças.....	53
FIGURA 3.8 – Representação do eixo Y.....	54
FIGURA 3.9 – Representação dos eixos com deslocamento linear (X, Y e Z) e deslocamento angular (peça e rebolo) da lapidoretificadora.....	54
FIGURA 3.10 – Representação dos elementos do cabeçote em perspectiva explodida (a) e vista lateral direita em corte (b).....	55
FIGURA 3.11 – Diagrama elétrico entre o CVM NGR-96 e os transformadores de corrente.....	57
FIGURA 3.12 – Representação gráfica em perspectiva dos elementos mecânicos de transmissão da lapidoretificadora.....	58
FIGURA 3.13 – Diagrama eletro-eletrônico e pneumático figurativo da lapidoretificadora e principais acessórios.....	59
FIGURA 3.14 – Localização dos bocais de aspiração e aplicação do fluido de corte.....	60

FIGURA 3.15 – Interface gráfica do EMC2 no modo manual.....	62
FIGURA 3.16 – Interface gráfica do EMC2 no modo automático.....	63
FIGURA 3.17 – Estrutura da lapidoretificadora: 1ª etapa da montagem.....	64
FIGURA 3.18 – Estrutura da lapidoretificadora: 2ª etapa da montagem.....	64
FIGURA 3.19 – Estrutura da lapidoretificadora: 3ª etapa da montagem.....	65
FIGURA 3.20 – Estrutura da lapidoretificadora: 4ª etapa da montagem.....	66
FIGURA 3.21 – Estrutura da lapidoretificadora: 5ª etapa da montagem.....	66
FIGURA 3.22 – Estrutura da lapidoretificadora: 6ª etapa da montagem.....	67
FIGURA 3.23 – Painel elétrico principal.....	68
FIGURA 3.24 – Painel elétrico lateral.....	69
FIGURA 3.25 – Aspecto da lapidoretificadora na fase final de montagem.....	70
FIGURA 3.26 – Aspecto final da lapidoretificadora vista de frente.....	71
FIGURA 3.27 – Aspecto final da lapidoretificadora vista em perspectiva.....	72
FIGURA 3.28 – Desenho técnico, fora de escala, do dressador de ponta única de diamante natural fornecido pela empresa Royal Diamond.....	74
FIGURA 3.29 – Fotografia do dressador novo (a) e gasto após dressagem (b). Ampliação 25x.....	74
FIGURA 3.30 – Área de avaliação da planicidade dos corpos-de-prova de 25,4 mm de diâmetro.....	76
FIGURA 3.31 – Parâmetros do ensaio de microdureza (1 kg, 10 s).....	77
FIGURA 3.32 – Rugosidade (R_a) em função do tempo para diferentes valores de profundidade de dressagem (a_d), granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF.....	80
FIGURA 3.33 – Rugosidade (R_a) em função do tempo para diferentes valores de pressão de lapidoretificação (P), granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	81
FIGURA 3.34 – Corpo-de-prova após 10 minutos de lapidoretificação ($R_a = 33,9$ nm) com $a_d = 0,1$ mm, $U_d = 3$, granulometria de 800 mesh, $P = 150$ kPa e óleo aplicado com MQF.....	82

FIGURA 3.35 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes tipos e métodos de aplicação de fluido de corte, granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	83
FIGURA 4.1 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 1$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	85
FIGURA 4.2 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	86
FIGURA 4.3 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	87
FIGURA 4.4 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 800 mesh, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	88
FIGURA 4.5 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 600 mesh, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	89
FIGURA 4.6 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 300 mesh, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.....	89
FIGURA 4.7 – Média aritmética da rugosidade Ra entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	90
FIGURA 4.8 – Média aritmética da rugosidade Rz entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	91
FIGURA 4.9 – Média aritmética da rugosidade Rt entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	91
FIGURA 4.10 – Fotografias das diferentes superfícies dos rebolos após a operação de dressagem.....	92
FIGURA 4.11 – Fotografias das diferentes superfícies dos rebolos após a operação de lapidoretificação.....	93
FIGURA 4.12 – Fotografias do molde da superfície do rebolo após 10 minutos de lapidoretificação.....	94
FIGURA 4.13 – Planicidade após 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	95

FIGURA 4.14 – Superfície levemente convexa oriunda da rotação pulsada do porta-peça. Planicidade 2,39 μm em 12x12 mm. Granulometria de 600 mesh, $U_d = 1$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	96
FIGURA 4.15 – Superfície oriunda da rotação praticamente constante do porta-peça. Planicidade 1,159 μm em 12x12 mm. Granulometria de 300 mesh, $U_d = 3$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	97
FIGURA 4.16 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 1$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	98
FIGURA 4.17 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 3$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	99
FIGURA 4.18 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	99
FIGURA 4.19 – Potência elétrica da operação de dressagem em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$ e água abundante.....	100
FIGURA 4.20 – Potência elétrica média (W) da operação de dressagem em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	101
FIGURA 4.21 – Potência elétrica ao longo do tempo (W) para a operação de lapidoretificação com $U_d = 5$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.....	102
FIGURA 4.22 – Potência elétrica média (W) para 20 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.....	103
FIGURA 4.23 – Imagem reconstruída da superfície de uma amostra de aço ABNT 420 após a operação de torneamento ($V_c = 120 \text{ m/min}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$ e $f = 0,15 \text{ mm/volta}$).....	105
FIGURA 4.24 – Imagem reconstruída da superfície de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRC) após a operação de retificação (rebolo de CBN da Nikkon com granulometria entre 100 e 120 mesh, $V_c = 33 \text{ m/s}$, $a_p = 0,01 \text{ mm}$, $f = 1,05 \text{ m/min}$).....	106

FIGURA 4.25 – Imagem reconstruída da superfície de 4 mm ² de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).....	107
FIGURA 4.26 – Imagem reconstruída da superfície de 1 mm ² de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).....	108
FIGURA 4.27 – Dureza Vickers do corpo-de-prova com melhor acabamento superficial.....	109
FIGURA 4.28 – Análise completa da superfície pelo programa Talymap Gold.....	110
FIGURA 4.29 – Acabamento superficial típico dos corpos-de-prova após torneamento (a), lapidoretificação (b e c) e retificação (d).....	110
FIGURA 4.32 – Acabamento espelhado do aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).....	111

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – Dureza típica a temperatura ambiente dos grãos abrasivos (GPa) (MARINESCU et al., 2007 e MARINESCU et al., 2004).....	9
TABELA 2.2 – Características dos discos abrasivos e peças lapidadas (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).....	36
TABELA 3.1 – Composição química (% em peso) dos corpos-de-prova.....	75
TABELA 3.2 – Parâmetros dos ensaios.....	79
TABELA 3.3 – Parâmetros de entrada e saída do processo de lapidoretificação.....	84

LISTA DE EQUAÇÕES

EQUAÇÃO 2.1.....	8
EQUAÇÃO 2.2.....	15
EQUAÇÃO 2.3.....	15
EQUAÇÃO 2.4.....	15
EQUAÇÃO 2.5.....	15
EQUAÇÃO 2.6.....	16
EQUAÇÃO 2.7.....	23

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	<i>Associação Brasileira de Normas Técnicas</i>
Al_2O_3	<i>Óxido de alumínio</i>
$\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$	<i>Carboneto de alumínio-titânio</i>
B	<i>Largura da área plana entre sulcos [μm]</i>
b_d	<i>Largura de atuação do dressador [mm]</i>
b_{dr}	<i>Largura real de atuação do dressador [mm]</i>
C	<i>Contator</i>
c.a.	<i>Corrente alternada [A]</i>
CBN	<i>Nitreto de boro cúbico</i>
c.c.	<i>Corrente contínua [A]</i>
cv	<i>Cavalo vapor</i>
CNC	<i>Comando Numérico Computadorizado</i>
D	<i>Dressagem</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
D1	<i>Disjuntor 1</i>
D2	<i>Disjuntor 2</i>
D3	<i>Disjuntor 3</i>
e	<i>Espaçamento entre colunas do ensaio de microdureza [mm]</i>
EMC2	<i>Enhanced Machine Controller</i>
f	<i>Avanço de dressagem [mm/min.]</i>
FAPESP	<i>Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo</i>
FEB	<i>Faculdade de Engenharia de Bauru</i>
F_{ns}	<i>Força normal na retificação [N]</i>
F_{ts}	<i>Força tangencial na retificação [N]</i>
F1	<i>Fase 1</i>
F2	<i>Fase 2</i>
F3	<i>Fase 3</i>
h	<i>Altura ou profundidade da crista [μm]</i>
HAL	<i>Hardware Abstraction Layer</i>
h_{cu}	<i>Espessura do cavaco indeformado na retificação [μm]</i>

$h_{cu\ eff}$	<i>Espessura efetiva do cavaco na retificação [μm]</i>
HD	<i>Hard Disk</i>
HRC	<i>Dureza Rockwell na escala c</i>
HV	<i>Dureza Vickers</i>
IMT	<i>Instituto para Microtecnologia</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
L	<i>Lapidoretificação</i>
LATUS	<i>Laboratório de Tecnologia da Usinagem</i>
MnO	<i>Óxido de manganês</i>
MQF	<i>Mínima Quantidade de Fluido</i>
N	<i>Neutro</i>
n_{di}	<i>Rotação do disco inferior de lapidação ou rebolo [rpm]</i>
n_{ds}	<i>Rotação do disco superior de lapidação ou rebolo [rpm]</i>
n_e	<i>Rotação da engrenagem externa de uma lapidadora ou brunidora plana [rpm]</i>
n_i	<i>Rotação da engrenagem interna de uma lapidadora ou brunidora plana [rpm]</i>
N_L	<i>razão entre rotações (n_i/n_{di}) [rpm]</i>
n_p	<i>Rotação do corpo-de-prova durante a lapidoretificação [rpm]</i>
n_r	<i>Rotação do rebolo na lapidoretificação e dressagem [rpm]</i>
NEMA	<i>National Electrical Manufacturers Association</i>
p	<i>Passo de faceamento [μm]</i>
P	<i>Pressão de lapidoretificação [kPa]</i>
P_c	<i>Passo crítico de faceamento [μm]</i>
P_e	<i>Potência elétrica consumida no início da lapidoretificação [W]</i>
PVA	<i>resinas à base de acetato de polivinila</i>
Q	<i>Volume dos sulcos de faceamento [mm^3]</i>
r	<i>Espaçamento radial entre os ensaios de microdureza [mm]</i>
Ra	<i>Rugosidade média aritmética [μm ou nm]</i>
RMS	<i>Root mean square</i>
r_p	<i>Raio de ponta do dressador [mm]</i>
RS-485	<i>Recommended Standard for serial communication</i>
Rt	<i>Rugosidade total [μm ou nm]</i>
Rz	<i>Rugosidade de profundidade média [μm ou nm]</i>
S	<i>Área total plana [mm^2]</i>

S_d	<i>Passo de dressagem [mm]</i>
SiC	<i>Carboneto de silício</i>
SiO ₂	<i>Óxido de silício</i>
T	<i>Terra</i>
TC	<i>Transformador de corrente</i>
TC F1	<i>Transformador de corrente da fase 1</i>
TC F2	<i>Transformador de corrente da fase 2</i>
TC F3	<i>Transformador de corrente da fase 3</i>
T_d	<i>Tempo de dressagem [s]</i>
T_u	<i>Tempo de lapidoretificação [min.]</i>
T_μ	<i>Penetração de início de corte na retificação [μm]</i>
TRM	<i>Taxa de remoção de material [g/min.]</i>
TRMS	<i>True root mean square</i>
u	<i>Energia total da retificação [J]</i>
u_{sl}	<i>Energia de deslizamento dos grãos abrasivos na retificação [J]</i>
u_{pl}	<i>Energia de deformação plástica na retificação [J]</i>
u_{ch}	<i>Energia de remoção do cavaco na retificação [J]</i>
U_d	<i>Grau de recobrimento</i>
VAC	<i>Tensão em corrente alternada [V]</i>
VDC	<i>Tensão em corrente contínua [V]</i>
V_e	<i>Velocidade de ação na retificação [m/s]</i>
W_t	<i>Ondulação teórica da superfície [μm]</i>
X	<i>Eixo coordenado x</i>
Y	<i>Eixo coordenado y</i>
Z	<i>Eixo coordenado z</i>
ZnO	<i>Óxido de zinco</i>
η	<i>Ângulo de ação na retificação [$^\circ$]</i>

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	IV
RESUMO	VII
ABSTRACT	VIII
LISTA DE FIGURAS	IX
LISTA DE TABELAS	XVI
LISTA DE EQUAÇÕES	XVII
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	XVIII
SUMÁRIO	XXI
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos do trabalho	4
1.2 Estrutura do trabalho	4
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Retificação	5
2.1.1 Mecanismos de remoção na retificação	6
2.1.2 Rebolos	9
2.1.3 A operação de dressagem	12
2.2 Lapidação	18
2.2.1 Mecanismos de remoção na lapidação	19
2.2.2 Disco de lapidação	20
2.2.3 Fundamentos da cinemática de lapidação	21
2.3 Brunimento plano, “fine grinding” ou outras denominações	25
2.4 Processos abrasivos especiais	31
2.4.1 Processo empregando disco com ligantes de resina	32
2.4.2 “Nanogrinding”	36
2.4.3 Disco de lapidação faceado	38
2.5 Lapidoretificação	42
3 MATERIAL E MÉTODOS	46
3.1 Projeto e manufatura da lapidoretificadora	46
3.1.1 Estrutura	48
3.1.2 Conjunto de movimentação paralela à superfície do rebolo	49
3.1.3 Conjunto de movimentação perpendicular à superfície do rebolo	50
3.1.4 Cabeçote	55
3.1.5 Monitoramento das condições de usinagem	56
3.1.6 Acionamento mecânico, eletro-eletrônico e pneumático	58
3.1.7 Controle numérico computacional	61

3.2 Montagem da lapidoretificadora.....	63
3.3 Planejamento experimental	73
3.3.1 Rebolo.....	73
3.3.2 Dressador	73
3.3.3 Corpo-de-prova	74
3.3.4 Rugosidade e planicidade	76
3.3.5 Remoção de material do corpo-de-prova	76
3.3.6 Microdureza	77
3.3.7 Molde do rebolo	77
3.3.8 Fotografia	77
3.4 Ensaios	78
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	85
4.1 Influência da granulometria e grau de recobrimento	85
4.2 Topografia do rebolo	92
4.3 Taxa de remoção de material	97
4.4 Potência elétrica	100
4.5 Superfície dos corpos-de-prova	104
5 CONCLUSÕES.....	112
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	115
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	116
ANEXO.....	124
Anexo 1: Programas	124
<i>Dressagem</i>	124
<i>Lapidoretificação</i>	125
Anexo 2: Resultados dos ensaios 11 a 19	126

CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO

A indústria metal-mecânica tem sido obrigada a investir em novos processos e tecnologias em resposta à crescente demanda por componentes de precisão como, por exemplo, máquinas-ferramenta capazes de alcançar níveis de acabamento superficial e dimensional melhores que as máquinas até então disponíveis (SALJÉ & PAULMANN, 1988; STÄHLI, 1998).

A retificação é o processo de fabricação mais utilizado para correção da forma de componentes usinados por processos anteriores, porém, muitos componentes necessitam de acabamento em nível mais fino do que a retificação é capaz de proporcionar. Somado a essa limitação existem problemas como o calor gerado, que pode afetar as propriedades mecânicas introduzindo transformações microestruturais e a fixação de peças finas que apresentam deformações (TOMLINSON & NEWTON, 1990; SPUR & SABOTKA, 1991; STÄHLI 1998).

Uma importante característica do processo de retificação reside na operação de dressagem, ou seja, na re-afiação do rebolo quando se verifica uma queda do desempenho do processo. A superfície desgastada do rebolo é removida dando lugar a uma nova camada de grãos abrasivos restabelecendo-se, portanto, a capacidade de corte (KÖNIG, 1980; FOELLINGER, 1985; OLIVEIRA, 1988).

A lapidação, apesar de ser um processo abrasivo de baixa taxa de remoção de material, quando comparada a outros processos tradicionais, elimina muito dos problemas da retificação. No entanto, os problemas da lapidação não residem apenas no longo tempo de usinagem de uma peça, mas também na dificuldade em selecionar o conjunto de parâmetros adequados para satisfazer as especificações da peça, pois o número de variáveis é bastante numeroso. (CHANDRASEKAR, SHAW & BRUSHAN, 1987a e 1987b; TOUGE & MATSUO, 1996).

No final dos anos 90, difundiu-se nos EUA e Europa um processo abrasivo de grãos fixos, no qual as peças e o rebolo têm cinemática análoga à operação de lapidação. O disco empregado é composto de pastilhas ou grandes segmentos feitos de nitreto de boro cúbico (CBN) ou, então, de diamante. Este processo industrial, que permite a usinagem de um grande número de peças, assume diferentes denominações, sendo a mais comum, brunimento plano ou retificação fina (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008; CRUZ, 2009).

O brunimento plano traz algumas importantes vantagens em relação à lapidação, com quem originalmente compete, como: peça limpa, uma vez que é livre do veículo de lapidação; reduzido desperdício de abrasivo, já que os grãos são presos ao ligante; e usinagem mais rápida, pois a taxa de remoção é maior (STÄHLI, 2000; BEYER & RAVENZWAAL, 2005).

Pelo fato de se utilizar um disco com material superabrasivo, a re-afiação do rebolo é naturalmente feita com o desgaste progressivo do ligante, provocando o surgimento de novos grãos. Quando necessário, o restabelecimento de forma do disco é feito por um anel dressador, análogo ao da lapidação. Talvez, por se tratar de um processo derivado da lapidação, criado por tradicionais fabricantes de lapidadoras, não se tem registro da transferência do conceito do grau de recobrimento (U_d), oriundo da retificação, aplicado a este novo processo, utilizando rebolo convencional de ligante resínóide (BEYER & RAVENZWAAL, 2005).

Também utilizando conceitos estabelecidos na lapidação, surgiram alguns processos abrasivos mais dedicados, particularmente voltados ao acabamento de sapata do disco rígido (HD) para leitura e gravação de dado digital, chamada de cabeçote de gravação (“recording head”). A manufatura desta superfície requer a aplicação das mais altas tecnologias de usinagem de precisão disponíveis, sendo os processos de lapidação e “nanogrinding” os mais utilizados (GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, 1996).

A tecnologia “nanogrinding” foi assim denominada por seus criadores, GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, e pode ser definida como um processo abrasivo de ultraprecisão em desenvolvimento no Instituto para Microtecnologia (IMT) da Universidade de Hanover, Alemanha, destinado ao acabamento de cerâmicas avançadas como, por exemplo, os cabeçotes de leitura e gravação de dados dos HDs. A máquina empregada para esse fim é baseada em uma lapidadora plana com disco metálico de característica dúctil. Enquanto a lapidação envolve grãos abrasivos suspensos na interface entre o disco e a peça, o “nanogrinding” utiliza grãos incrustados em um disco macio, onde qualquer grão abrasivo solto é evitado. Baseado neste princípio, o “nanogrinding” consiste de dois passos: primeiro, a criação do disco abrasivo e, segundo, o processo de usinagem da peça propriamente dito. Desta forma, a preparação do processo demanda grande quantidade de tempo (GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, 1996; GATZEN & MAETZIG, 1997; GATZEN, 2000; e GATZEN & BECK, 2003).

TOMIDA & EDA (1996) elaboraram discos abrasivos segmentados de carboneto de silício (SiC) com ligante resinóide, apresentando as características necessárias para a lapidação de substrato de disco magnético. Os pesquisadores demonstraram que a rugosidade e a taxa de remoção de material (TRM) são diretamente proporcionais ao tamanho médio do grão abrasivo.

No mesmo ano, TOUGE & MATSUO (1996), da Universidade de Kumamoto no Japão, estudaram a influência da operação de faceamento do disco de lapidação na usinagem de cabeçotes dos HDs. Os pesquisadores identificaram que, além da influência dos numerosos parâmetros já conhecidos, a operação de faceamento do disco de lapidação também exerce influência significativa sobre o processo.

Baseado nas principais características dos processos de acabamento, dentre elas a operação de dressagem oriunda da retificação, iniciou-se o desenvolvimento de um processo abrasivo dotado da cinemática da lapidação e condicionamento do rebolo utilizando o conceito de grau de recobrimento (U_d). A este processo foi dado o nome de lapidoretificação e, a correspondente máquina, de lapidoretificadora. Os primeiros estudos da lapidoretificação foram realizados a partir de adaptações feitas em uma lapidadora previamente existente no Laboratório de Tecnologia da Usinagem (LATUS) da Faculdade de Engenharia de Bauru (FEB), que recebeu um dispositivo de dressagem e um sistema para aplicação de carga e rotação do corpo-de-prova (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008; CRUZ, 2009).

Analogamente à retificação de face, a lapidoretificação utiliza a face lateral plana da ferramenta, na qual a peça é comprimida contra a superfície do rebolo com pressão controlada e dotada de movimento de rotação, adquirindo uma cinemática relativa, semelhante àquela encontrada no processo de lapidação e brunimento plano. Apesar da semelhança entre os processos de lapidoretificação e brunimento plano, no primeiro há o condicionamento do rebolo pela operação de dressagem proposto por KÖNIG (1980) (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008; CRUZ, 2009).

A lapidoretificação foi capaz de diminuir significativamente a rugosidade e o desvio de planicidade de corpos-de-prova de aço ABNT 4340 retificados, tendo como principais resultados uma pequena TRM e peças de superfícies lisas e brilhantes. No entanto, alguns corpos-de-prova tiveram suas áreas superficiais reduzidas para minimizar as vibrações advindas da baixa rigidez da máquina, além disso, em algumas condições de usinagem, houve

queima da superfície da peça e produção de riscos significativos (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).

1.1 Objetivos do trabalho

O principal objetivo desta dissertação de mestrado foi estudar as influências dos valores do grau de recobrimento na dressagem e granulometria de rebolo no acabamento superficial de peças planas, submetidas ao processo de lapidoretificação, explorando as potencialidades do processo. Para isso, fez-se necessária a fabricação de uma máquina com qualidade condizente com o alto nível de acabamento desejado para as peças manufaturadas, incluindo o controle numérico computadorizado (CNC) de uma máquina-ferramenta robusta e o monitoramento embarcado da potência de usinagem.

1.2 Estrutura do trabalho

Esta dissertação de mestrado está estruturada da seguinte forma: o Capítulo 1 apresenta a introdução do trabalho, discorrendo sobre os principais processos abrasivos de precisão utilizados pela indústria metal-mecânica; além de sintetizar os objetivos principais a serem desenvolvidos na elaboração do estudo proposto. O Capítulo 2 traz a revisão bibliográfica sobre os processos de retificação, lapidação, brunimento plano, alguns processos especiais e a lapidoretificação, com ênfase na capacidade e descrição dos processos. O Capítulo 3 reporta o material e métodos utilizados. O Capítulo 4 descreve os resultados e discussão. Finalmente, no Capítulo 5 são apresentadas as conclusões gerais observadas neste trabalho e, no Capítulo 6, são apresentadas sugestões para trabalhos futuros. As Bibliografias consultadas e referenciadas, bem como dois Anexos, finalizam o trabalho.

CAPÍTULO 2

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Retificação

O processo de retificação envolve basicamente a máquina-ferramenta, o rebolo, a peça e o fluido de corte. O rebolo é responsável pela remoção de material da peça e, como toda ferramenta de usinagem, sofre desgaste, sendo possível verificar a perda de material e a diminuição da capacidade de corte. Para minimizar o desgaste, utiliza-se o fluido de corte, que atua na redução do atrito e na remoção de calor na região de corte, minimizando danos térmicos à peça e limitando a expansão térmica da peça e da máquina (KÖNIG, 1980; MALKIN, 1989 e MARINESCU et al., 2007).

A retificação é o processo de usinagem mais utilizado pela indústria para obtenção de altos níveis de qualidades geométricas, dimensionais e superficiais. Entretanto, dentre os processos convencionais, é considerado como o menos dominado, ficando seu desempenho extremamente dependente da habilidade e experiência do operador. Esta situação ainda é mais crítica na produção de pequenos e médios lotes, onde freqüentes mudanças nas condições de usinagem exigem montagens mais rápidas e previsíveis (KEEG, 1983).

Somado a esse problema estão as peças finas, cujo aquecimento produzido na região de corte pode ocasionar deformações inaceitáveis ou, então, o calor gerado pode afetar as propriedades mecânicas, introduzindo transformações microestruturais. Outro problema recorrente às peças finas está relacionado à sua fixação na máquina-ferramenta, podendo deformá-las irremediavelmente (STÄHLI, 1998; TOMLINSON & NEWTON, 1990; SPUR & SABOTKA, 1991).

OLIVEIRA (1988) afirma que os problemas de retificação na indústria dividem-se basicamente em três grandes grupos: a falta de dados consistentes para a especificação de uma nova operação; a inconsistência de uma operação já especificada que passa a não fornecer mais as qualidades desejadas; e a falta de dados e experiência para a aplicação de novas tecnologias. Neste caso, o operador não tem segurança para utilizar novos tipos de rebolos e dressadores, pois receia introduzir problemas que possam depender de recursos e não serem resolvidos.

De maneira geral, a retificação pode ser dividida em quatro operações, ilustradas na Figura 2.1. Essa imagem apresenta exemplos de retificação periférica de superfícies planas (letras a e c) e superfícies cilíndricas (letras b e d). Também, exibe exemplos de retificação de face de superfície plana não rotacionada (c) e retificação de face de superfície plana rotacionada (d) (MARINESCU et al., 2007).

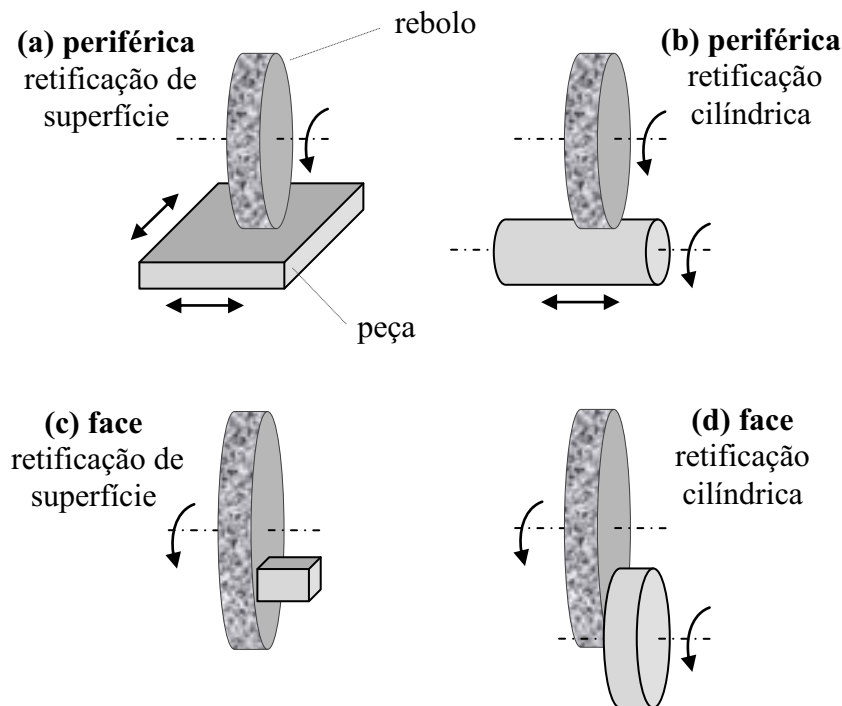


FIGURA 2.1 – Exemplos das quatro operações básicas de retificação com rebolos cilíndricos (MARINESCU et al., 2007 - modificado).

2.1.1 Mecanismos de remoção na retificação

Em relação à usinagem com ferramenta de geometria definida, na retificação a investigação dos mecanismos de remoção é mais elaborada. A primeira dificuldade é atribuída ao material que compõe o rebolo. Os grãos abrasivos são estruturas geometricamente complexas, distribuídas aleatoriamente pelo volume do rebolo, o que torna impossível determinar exatamente suas formas e posições. Além disso, a ação das arestas de corte com a peça se dá de maneira parcial e/ou simultânea, produzindo cavacos de tamanhos reduzidos, na ordem de alguns micrometros (MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

Autores como INAZAKI, CHEN & JUNG (1989); MALYSHEV, LEVIN & KOVALEV (1990); PAULMANN (1990); TOENSHOFF et al. (1992) e KÖENIG & KLOCKE (1996) descreveram o mecanismo de remoção na retificação de materiais dúcteis, esquematicamente ilustrado na Figura 2.2, onde F_{ts} é a força tangencial, F_{ns} força normal, V_e velocidade de ação, η ângulo de ação, T_μ penetração de início de corte, $h_{cu\ eff}$ espessura efetiva do cavaco e h_{cu} espessura do cavaco indeformado.

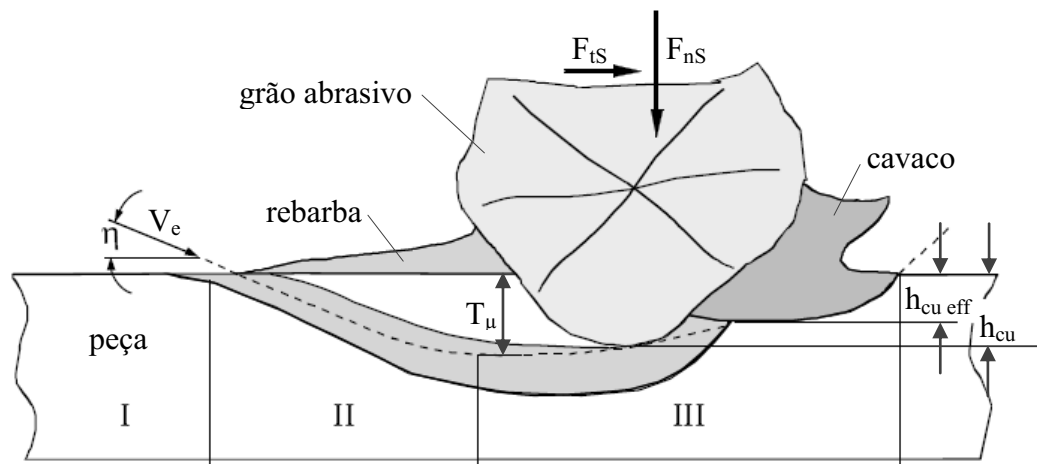


FIGURA 2.2 – Mecanismo de remoção de material dúctil na retificação (KÖENIG & KLOCKE, 1996 - modificado).

Dessa forma, o processo de remoção de material pode ser dividido, didaticamente, em três fases:

Fase I: ocorrem deformações elásticas do material da peça. Toda a energia fornecida ao processo é consumida pelo atrito, calor e deformações (u_{sl}).

Fase II: acontecem as deformações plásticas, escoamento lateral e recuperação das deformações elásticas ocorridas na Fase I. Maior penetração dos grãos implica em maiores forças de atrito entre a peça e o rebolo. Grande parte da energia continua sendo dissipada por deformações, atrito e calor (u_{pl}).

Fase III: a aresta de corte atinge um valor de penetração crítico que, por consequência, gera uma pressão também crítica, definida como pressão mínima para que ocorra a ruptura do material. Inicia-se, portanto, a formação do cavaco com grande parte da energia sendo consumida no cisalhamento do material (u_{ch}).

A energia total da retificação (u) é definida como o somatório do deslizamento dos grãos abrasivos – *sliding* (u_{sl}), deformação plástica – *plowing* (u_{pl}) e remoção do cavaco – *chipping* (u_{ch}), apresentada na Equação 2.1.

$$u = u_{sl} + u_{pl} + u_{ch} \quad [2.1]$$

Em virtude das diferenças nas propriedades mecânicas e físicas dos materiais, podem-se distinguir três mecanismos envolvidos na remoção de material com a interação da ferramenta, ilustrados na Figura 2.3: microsulcamento (“microplowing”), microcorte (“microcutting”) e/ou microtrincas (“microcracking”). No microsulcamento ocorre, quase que exclusivamente, deformação plástica do material em direção às bordas do sulco com perda de material desprezível. Na usinagem por abrasão, a interação simultânea de vários grãos ou o repetido impacto de um grão pode levar ao destacamento da borda do sulco. O microcorte, por sua vez, é caracterizado pela formação de cavaco com volume muito próximo ao do sulco gerado. A presença tanto do microsulcamento quanto do microcorte se verifica, principalmente, durante a usinagem de materiais dúcteis. Em materiais frágeis, como as cerâmicas, é comum se observar o mecanismo de remoção por microtrincas, no qual as trincas se formam e se propagam, levando ao destacamento de material. Neste caso, o volume do material removido pode ser várias vezes superior ao volume do sulco (ZUM, 1987).

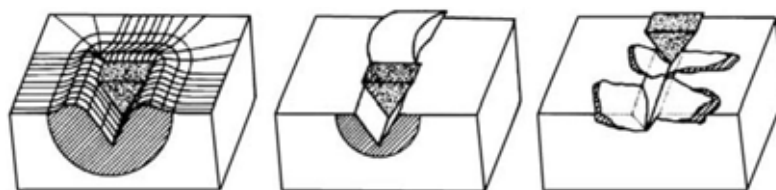


FIGURA 2.3 – Interação física entre partículas abrasivas e a superfície da peça-obra (ZUM, 1987).

Exclusivamente em relação aos materiais frágeis policristalinos, sobretudo os de contornos de grãos fracos como as cerâmicas de grãos grossos e/ou heterogêneos, também se observa a remoção de material produzida pela propagação de trincas nos contornos de grãos, fazendo com que eles sejam desalojados do material. Neste caso, a sucessiva passagem da

ferramenta sobre a peça, após cada passe, faz com que as trincas se propaguem cada vez mais e o volume de remoção de material aumente substancialmente, através desse mecanismo de fratura intergranular (JAHANMIR, RAMULU & KOSHY, 1999).

2.1.2 Rebolos

Os abrasivos empregados em rebolos podem ser divididos em dois grupos: convencionais e superabrasivos. O primeiro compreende, principalmente, o SiC, o óxido de alumínio (Al_2O_3) e o óxido de zircônia (ZrO_2), e o segundo inclui o diamante, tanto natural quanto sintético, e o nitreto de boro cúbico (CBN) (DICORLETO, 2001).

A divisão entre esses grupos é baseada, sobretudo, na grande diferença de dureza apresentada pelos tipos de grãos, conforme se observa nas informações contidas na Tabelas 2.1. Segundo MARINESCU et al. (2007) é possível, ainda, separar os grupos pelo custo de aquisição dos rebolos, uma vez que os superabrasivos são comumente de dez a cem vezes mais caros que os convencionais. Entretanto, os superabrasivos apresentam vida útil significativamente mais elevada, mesmo trabalhando sob velocidades de corte superiores às dos abrasivos convencionais.

TABELA 2.1 – Dureza típica à temperatura ambiente dos grãos abrasivos (GPa)
(MARINESCU et al., 2007 e MARINESCU et al., 2004).

Material	Dureza (GPa)
Diamante	56 - 102
Nitreto de Boro Cúbico (CBN)	42 - 46
Carboneto de Silício	~24
Óxido de Alumínio	~21

Em relação à estrutura física que une os grãos abrasivos para formar o rebolo, dois grandes grupos de sistemas de ligantes ou aglomerantes são empregados: os que sustentam uma única camada de grãos abrasivos em um núcleo metálico ou em um núcleo plástico termofixo, e os que fornecem espessa camada consumível de ligante que sustenta os grãos (KÖNIG, 1980; MARINESCU et al., 2007).

O ligante, junto com o grão abrasivo, participa ativamente do mecanismo de desgaste do rebolo e no desempenho da usinagem. Segundo MALKIN & COOK (1971), KÖNIG (1980) e JACKSON (2002) existem, essencialmente, três mecanismos associados ao desgaste do rebolo, que podem ser analisados separadamente, conforme representados na Figura 2.4. Tais mecanismos envolvem atrito, fratura/desgaste do grão e fratura/desgaste do ligante.

Com a usinagem, o grão abrasivo perde as arestas afiadas gerando, no próprio grão, uma superfície desgastada e plana, com baixo poder de corte e grande atrito com a superfície da peça. Como resultado, o aumento da força pode fraturar o grão ou desprendê-lo totalmente do rebolo devido à deterioração do ligante, que sofre, além da força de usinagem, a ação da temperatura e o atrito com o cavaco e/ou superfície da peça.

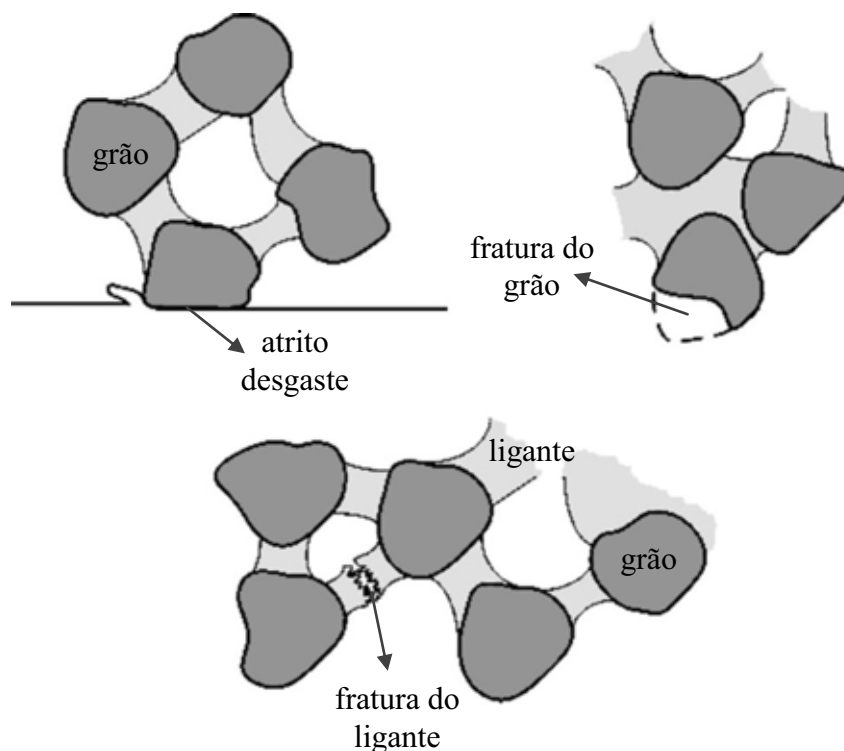


FIGURA 2.4 – Mecanismos de desgaste do rebolo (MALKIN & COOK, 1971; JACKSON, 2002 - modificado).

Com base nos mecanismos de desgaste, RAMANATH et al. (2000) afirmam que, para a otimização da vida do rebolo e do desempenho da operação, a taxa de desgaste do ligante deve ser igual ou levemente superior a taxa de desgaste do grão abrasivo, para que o ligante permita que os grãos abrasivos se desprendam do rebolo após ficarem gastos, com o intuito de expor novos grãos com arestas afiadas.

De acordo com diversos autores, como MARINESCU et al. (2007), ANDERSSON, HOLLMAN & JACOBSON (2001), TANAKA et al. (2004), ASAHI DIAMOND INDUSTRIAL (2000) e SMITH et al. (1996), os ligantes comumente usados na confecção de rebolos são basicamente de quatro tipos: resinóides; vitrificados; metálicos; e outros como borrachas e silicatos.

Dentre os tipos de aglomerantes, os resinóides cobrem uma ampla faixa de ligantes orgânicos fabricados por prensagem à quente sob temperaturas relativamente baixas (da ambiente a 200 °C), caracterizados por baixa resistência a temperatura e estrutura mais flexível quando comparados aos ligantes vitrificados e metálicos. A retenção do grão abrasivo é dependente da resistência mecânica e resiliência do ligante ao redor do grão, sendo muito sensível às temperaturas localizadas e ao ambiente químico. Por exemplo, o ligante resinóide é suscetível ao ataque de componentes alcalinos normalmente contidos no fluido de corte (SMITH et al., 1996; MARINESCU et al., 2007).

Os ligantes resinóides, por sua vez, podem ser divididos em fenólicos, poliamidas e epóxis. Os fenólicos, resina conhecida como baquelite, representam o maior segmento do mercado para rebolos convencionais, após os vitrificados, e são muito empregados na operação de desbaste. A poliamida utilizada em rebolos consiste em uma modificação da poliamida original, por conter ligações cruzadas que conferem maior resistência mecânica, térmica e menor elongação que as resinas fenólicas convencionais. Dentre suas vantagens está a manutenção do raio da borda do rebolo sob altas taxas de remoção em relação às resinas fenólicas. Os ligantes epóxis proporcionam menor dureza e são usados em casos específicos, como na retificação de duplo disco. Antes da introdução do CBN vitrificado, esses ligantes eram empregados em rebolos para retificação de virabrequins de aços endurecidos em decorrência da ação de corte suave e minimização da vibração. Para uso com grãos superabrasivos, os epóxis ligantes mostram-se limitados quanto a utilização na retificação com grãos micrométricos de diamante para a indústria de vidro e cerâmica (WEBSTER et al., 2004, DICORLETO, 2001).

2.1.3 A operação de dressagem

De acordo com KALISZER & TRMAL (1976); VERKERK & PEKELHARING (1979); KÖNIG (1980); KEEG (1983); OLIVEIRA (1988); OLIVEIRA (1989); MATSUI & TAMAKI (1986); MALKIN (1989); DOMAN, WARKENTIN & BAUER (2006) e LINKE (2008) a compreensão dos métodos e mecanismos de dressagem dos rebolos é fundamental para o desempenho da retificação. Segundo a literatura, quando se trata de retificação, é comum encontrar diferentes nomenclaturas relacionadas à operação de dressagem, dependendo do autor e da região, como, por exemplo, perfilamento (“*truing*”); avivamento; (“*conditioning*”); e dressagem (“*dressing*”). No entanto, o senso geral converge para as definições a seguir.

Perfilamento é considerado a operação empregada com a finalidade de obter uma concentricidade entre a face de trabalho e o eixo de rotação do rebole e, caso seja necessário, gerar um perfil específico. Por esse motivo, a designação perfilamento. Simultaneamente, tem a capacidade de remover qualquer partícula estranha ancorada na face de corte do rebole e renovar a camada de abrasivo desgastada por uma nova (KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA (1989); MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

Avivamento é uma operação mais específica, dirigida à remoção do ligante nas vizinhanças das partículas abrasivas, dando maior exposição aos grãos (KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA (1989); MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

A Dressagem é tida como uma operação mais completa, que pode incluir o perfilamento e/ou avivamento, cujo objetivo é alcançar o melhor desempenho na retificação (KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA, 1989; MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

Segundo PRICKEN (1999), no meio industrial, o termo dressagem pode se referir simplesmente à operação de avivamento ou, até mesmo, à operação simultânea de perfilamento e avivamento. Na Europa, o avivamento pode ser chamado de “*sharpening*” (afiação) e o perfilamento de “*profiling*”.

Os dressadores podem ser classificados em dois grandes grupos, segundo sua cinemática de funcionamento: dressadores estáticos e dressadores rotativos. Os primeiros não se movimentam na direção da velocidade tangencial do rebole durante a afiação, enquanto que os segundos, além do movimento de translação, também rotacionam em seu próprio eixo

quando em contato com o rebolo (KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA, 1989; MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

No grupo dos dressadores estáticos há dois tipos básicos de ferramentas: as de ponta única e as conglomeradas. Os dressadores de ponta única são os mais simples. Possuem uma haste metálica com um diamante encravado na sua extremidade, em cerca de dois terços. Os formatos mais usuais são mostrados na Figura 2.5, variando desde uma ponta com pedra bruta até a lapidada segundo a geometria desejada, como cônica ou piramidal, por exemplo. No entanto, normalmente as pontas não lapidadas são suficientemente bem definidas para operações de dressagem com fins industriais corriqueiros (MARINESCU et al., 2007).

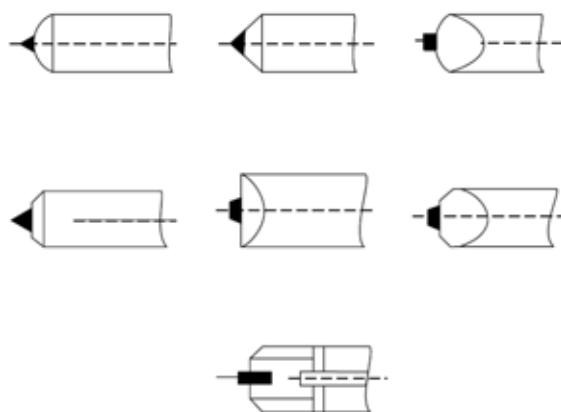


FIGURA 2.5 – Formato padrão dos dressadores de diamante de ponta única (MARINESCU et al., 2007).

A operação de dressagem deve ser realizada sob refrigeração abundante, uma vez que o diamante é sensível ao calor. O fornecimento de refrigerante deve obrigatoriamente ser acionado antes do início de cada passe de dressagem evitando, assim, danos de origem térmica no diamante (KÖNIG, 1980; MARINESCU et al., 2007).

Como resultado da operação de dressagem, dois efeitos simultâneos surgem da passagem da ponta do dressador sobre a superfície do rebolo: o macroefeito e o microefeito. O macroefeito está relacionado à forma do perfil da superfície do rebolo gerado pela geometria da ponta do dressador, sob as condições de dressagem selecionadas. Na operação, além dos grãos serem arrancados e fraturados, a composição de movimentos entre o rebolo e a ponta produz uma topografia em forma de rosca na superfície do rebolo, influenciável no desempenho da retificação. Dressadores estáticos, com geometria de ponta conhecida

(lapidada) são ferramentas que possibilitam o estudo mais claro do macroefeito de dressagem (VERKERK & PEKELHARING, 1979; KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA, 1989; MALKIN, 1989; MARINESCU et al., 2007).

O microefeito, por sua vez, está relacionado ao efeito da fratura dos grãos sobre a ação de corte na peça. A ação do dressador cria novas arestas nesses grãos. Dessa forma, a agressividade produzida depende fundamentalmente da friabilidade do abrasivo e das condições de dressagem empregadas (VERKERK e PEKELHARING, 1979; KÖNIG, 1980; OLIVEIRA, 1988; OLIVEIRA, 1989; MALKIN, 1989).

De acordo com OLIVEIRA (1988) pode-se estimar matematicamente as macrocaracterísticas topográficas de um rebolo submetido a uma operação de dressagem com ferramenta estática. A Figura 2.6 representa graficamente o macroefeito proveniente da interação do dressador com o rebolo, de acordo com as grandezas envolvidas na dressagem.

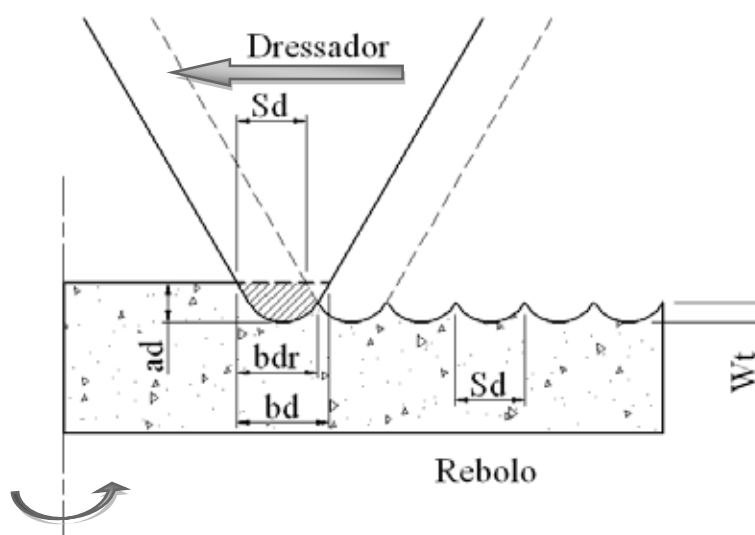


FIGURA 2.6 – Região de contato entre dressador e rebolo (OLIVEIRA, 1988 - modificado).

Supondo-se a ferramenta de dressagem com raio de ponta (r_p) pode-se calcular, de forma análoga à apresentada por SALJÉ & MACKENSEN (1984) para dressadores rotativos, a largura de atuação do dressador (b_d) e a largura real de atuação (b_{dr}) pelas Equações 2.2 e 2.3, respectivamente.

$$b_d = \sqrt{8 \cdot r_p \cdot a_d} \quad [2.2]$$

$$b_{dr} = \sqrt{2 \cdot r_p \cdot a_d} + \frac{S_d}{2} \quad [2.3]$$

A ondulação teórica da superfície (W_t), formada pelo macroefeito pode ser encontrada por meio da Equação 2.4:

$$W_t = \frac{S_d^2}{8 \cdot r_p} \quad [2.4]$$

A Equação 2.4 é válida somente para situações onde o passo de dressagem é menor que a largura de atuação do dressador. Portanto, nesta condição, a equação revela que a ondulação teórica aumenta com o quadrado do passo de dressagem e não depende da profundidade de dressagem (a_d).

KÖNIG (1980) foi o pioneiro no estabelecimento de um parâmetro de dressagem que considerasse a geometria da ponta do dressador, o qual chamou de grau de recobrimento (U_d). Este parâmetro é definido como sendo a relação entre a largura de atuação do dressador (b_d) e o passo de dressagem (S_d), como exposto na Equação 2.5:

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad [2.5]$$

Tanto FOELLINGER (1985) quanto OLIVEIRA (1988) ressaltam que, pelo fato de ser o primeiro parâmetro a englobar todos aqueles envolvidos na dressagem, o grau de recobrimento (U_d) é considerado um excelente caracterizador das condições de afiação do rebolo.

A Figura 2.7 fornece os resultados obtidos por KÖNIG & MESSER (1980) em ensaios de retificação cilíndrica, onde as forças de corte normal (F_{ns}), tangencial (F_{ts}) e a rugosidade R_z estão relacionadas com o grau de recobrimento.

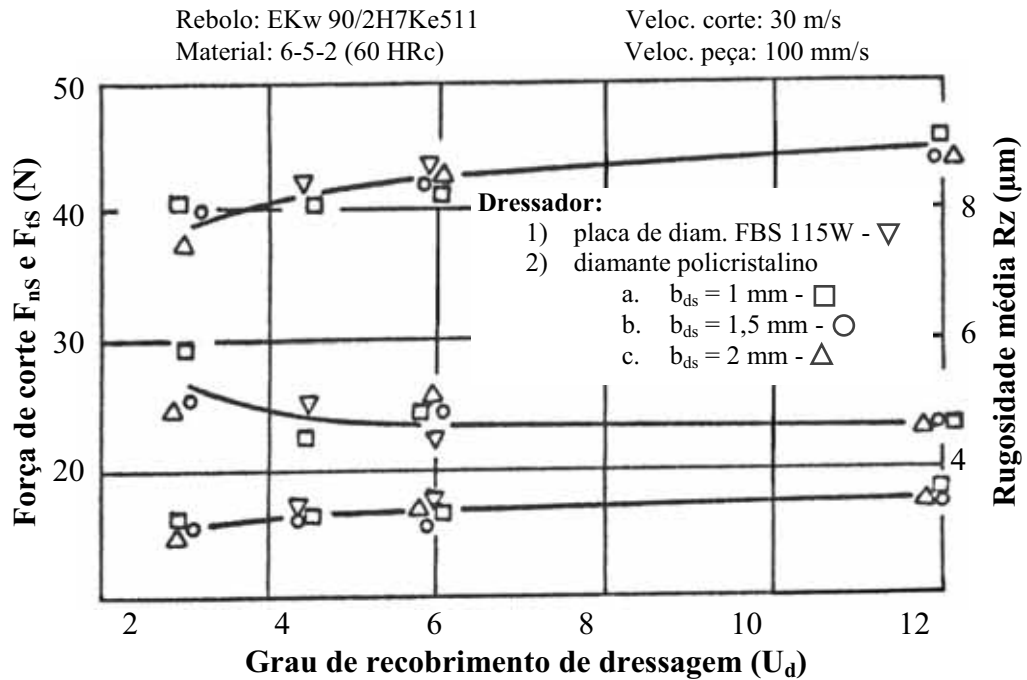


FIGURA 2.7 – Forças de corte e rugosidade em função do grau de recobrimento (KÖNIG & MESSER, 1980 - modificado).

Na Figura 2.7, observa-se um aumento na agressividade da operação com a diminuição do grau de recobrimento, ou seja, quanto menor é o valor de U_d menores são as forças de corte e maior é a rugosidade obtida na peça usinada. OLIVEIRA (1988) ressalta que, de fato, substituindo-se a Equação 2.5 na 2.4, obtém-se a ondulação teórica da superfície (W_t) em função da razão entre a profundidade de dressagem (a_d) e o quadrado do grau de recobrimento (U_d^2), relação esta apresentada na Equação 2.6:

$$W_t = \frac{a_d}{U_d^2} \quad [2.6]$$

Dessa forma, quando fixada uma profundidade de penetração do dressador (a_d) as ondulações do rebolo são inversamente proporcionais ao quadrado do grau de recobrimento de dressagem. Isto faz com que a diminuição do valor de U_d torne as ondulações W_t mais elevadas, aumentando a agressividade do rebolo devido ao maior macroefeito. Ao contrário, U_d 's maiores que um produzem atenuação do macroefeito, e o microefeito passa a se destacar na remoção de material com menores taxas e melhor acabamento superficial.

OLIVEIRA (1988) também salienta que a Equação 2.6 só é válida para U_d maior ou igual à unidade, sendo que, para valores menores, as ondulações do rebolo W_t são iguais a profundidade de dressagem (a_d) e deixam regiões remanescentes sem remoção de grãos entre os sulcos produzidos pela passagem do dressador. Na Figura 2.8 são apresentadas topografias ideais de rebolos dressados com graus de recobrimento maior, menor e igual a um, na qual se entende melhor o domínio da função W_t ($U_d \geq 1$).

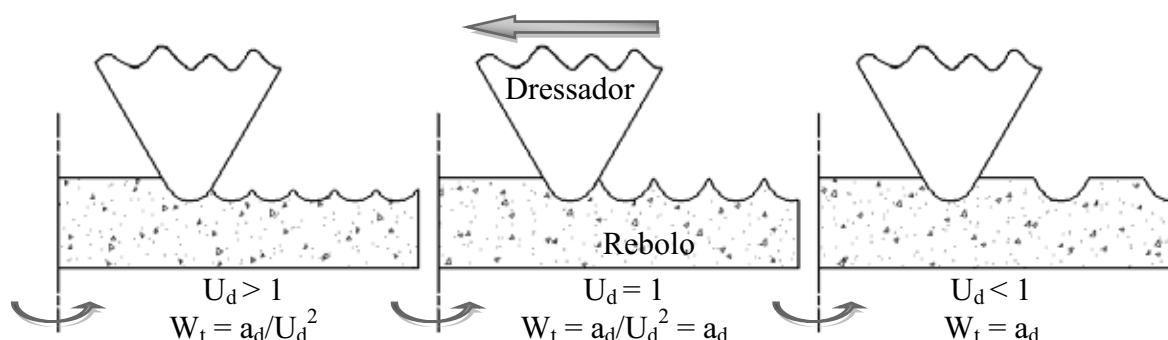


FIGURA 2.8 – Ação do grau de recobrimento na topografia do rebolo (OLIVEIRA, 1988 - modificado).

De acordo com OLIVEIRA (1988), a Figura 2.8 sugere uma agressividade máxima do rebolo quando submetido à dressagem com grau de recobrimento igual a um. A análise da Figura 2.7 revela que o valor mínimo de grau de recobrimento testado por KÖNIG & MESSER (1980) foi igual a três e, nesse ponto, observa-se a inclinação máxima das curvas de força e rugosidade, confirmando a hipótese de que se pode obter a ação máxima do macroefeito com $U_d = 1$.

Para OLIVEIRA & LIRANI (1987) um objetivo de se pesquisar as consequências do macroefeito é poder aumentar a faixa de utilização de um rebolo por meio da dressagem. Um rebolo de grãos finos, por exemplo, poderia ser utilizado em operações de desbaste desde que dressado convenientemente. Antes da operação de acabamento, seria feita uma re-dressagem fina com grau de recobrimento adequado ao acabamento superficial desejado.

De acordo com LINKE (2008), o mecanismo ativo na dressagem dos rebolos com ligantes vitrificados por meio de dressadores de diamante não é descrito de maneira uniforme na literatura. Para WIMMER (1995), LIEBE (1996) e HESSEL (2003) um mecanismo seria a

introdução de trincas nos grãos abrasivos, estilhaçamento e separação do ligante, respectivamente.

Já MALKIN (1989) sugere um mecanismo de duas etapas, onde há predominio de quebra dos grãos seguida pela ruptura do ligante. MINKE (1988) afirma que o mecanismo de remoção na dressagem com ferramenta estacionária ocorre devido às altas forças normais que destroem as pontes do ligante, liberando grãos inteiros e partículas fraturadas.

A morfologia do grão abrasivo se altera durante a dressagem. MALKIN (1989) afirma que o formato do grão é resultado de sua ruptura e deformação plástica. MARINESCU et al. (2004) assumem a introdução de trincas nos abrasivos. SHAW (1996) explica que grãos recém dressados estão subsuperficialmente interconectados por microtrincas, formando uma camada de material de grãos amolecidos.

2.2 Lapidação

Diversos autores como SPUR & STÖFERLE (1980); SALJÉ & PAULMANN (1988); VENKATESH et al. (1995); KÖNIG & KLOCKE (1996); EVERSHEIM & SCHUH (1996); KOMANDURI, LUCCA & TANI (1997) e EVANS et al. (2003) afirmam que a lapidação é um dos processos de usinagem que permite a obtenção de melhores qualidades superficial, de forma e tolerâncias dimensionais estreitas. Caso necessário, as superfícies lapidadas oferecem uma base adequada para um posterior polimento.

Assim como a retificação, a lapidação pertence ao grupo dos processos de usinagem com geometria da aresta de corte não definida (DIN 8589 parte 15). Ao contrário da retificação e brunimento, as arestas de corte na lapidação são formadas, em parte, por grãos abrasivos soltos, embebidos em um veículo (fluido) entre o disco de lapidação e a peça, assumindo uma trajetória aleatória.

Apesar de ser um processo abrasivo de baixa taxa de remoção de material, quando comparada a outros processos convencionais, a lapidação elimina muito dos problemas já citados na retificação (STÄHLI, 1998; TOMLINSON & NEWTON, 1990; SPUR & SABOTKA, 1991). No entanto, os problemas da lapidação não residem apenas no longo tempo de usinagem de uma peça, mas também na dificuldade em selecionar o conjunto de parâmetros adequados para satisfazer as especificações da peça, uma vez que o número de

variáveis é bastante amplo como, por exemplo: (1) abrasivos: tamanho do grão, tipo, friabilidade e forma; (2) parâmetros do processo: velocidade, carga, tempo de lapidação; (3) materiais: da peça e do disco de lapidação; (4) veículo: tipo, concentração e quantidade aplicada. Além disso, o desperdício de abrasivo em estado ainda útil, expulso do disco de lapidação pela força centrífuga, constitui um aspecto negativo, sobretudo quando se utiliza os caros grãos de diamante (TOUGE & MATSUO, 1996; CHANDRASEKAR, SHAW & BRUSHAN, 1987a e 1987b).

2.2.1 Mecanismos de remoção na lapidação

Na literatura, a respeito do mecanismo de remoção de material na lapidação é comum serem citados dois tipos de interação entre a peça e o disco de lapidação em função da participação do abrasivo. A “abrasão três corpos” se refere à remoção causada por partículas abrasivas soltas entre a peça e disco de lapidação, enquanto que a “abrasão dois corpos” é produzida por partículas abrasivas fixadas na superfície do disco de lapidação. Portanto, as partículas abrasivas no mecanismo de abrasão de dois corpos são capazes de remover mais profundamente o material da peça do que no mecanismo de abrasão de três corpos. TOUGE & MATSUO (1996) apontam que o primeiro mecanismo produz taxa de remoção de material cerca de três vezes maior do que o segundo, para a aplicação de uma mesma carga.

O mecanismo de remoção na lapidação é predominantemente governado pela abrasão três corpos por empregar partículas soltas que podem rolar e atritar no movimento de translação entre a peça e o disco de lapidação, embora alguns grãos possam estar ancorados na superfície do disco provocando, simultaneamente, o mecanismo de abrasão dois corpos. Na abrasão três corpos, a distribuição dos grãos não obedece a um padrão definido e o constante fornecimento do abrasivo faz com a pressão média sobre cada grão seja menor em comparação à abrasão dois corpos. A pressão exercida por uma partícula abrasiva também tende a depender do tamanho do grão. A Figura 2.9 ilustra os mecanismos de abrasão dois corpos e abrasão três corpos (INDGE, 1990; INDGE, 1991; VESPUI & WITH, 1997; GATES, 1998; EVANS et al., 2003).

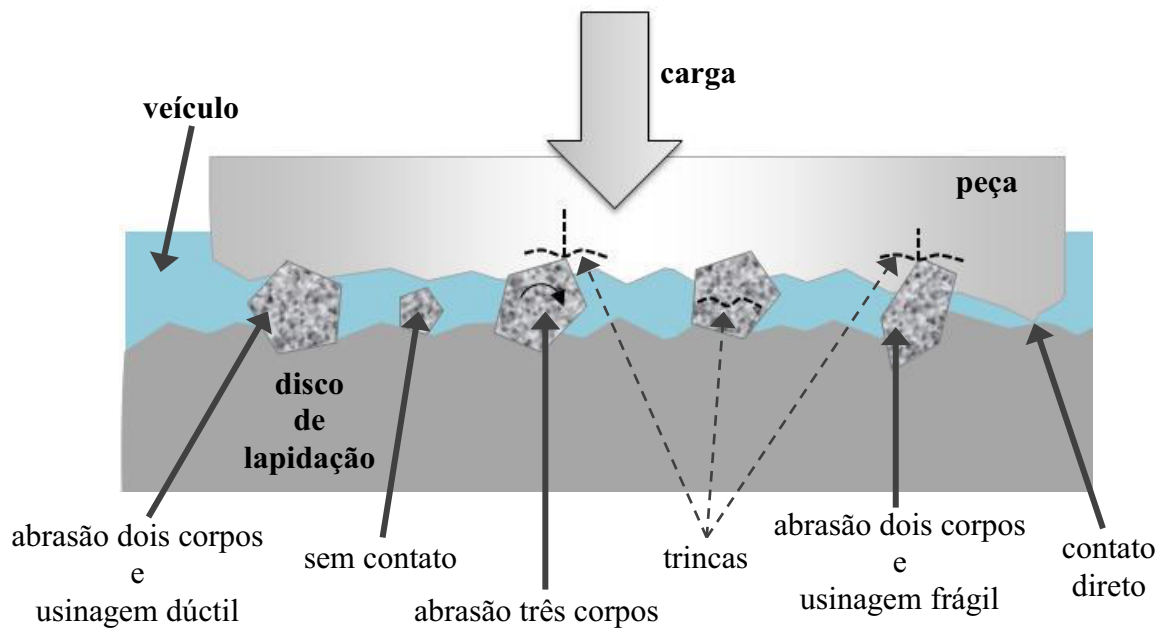


FIGURA 2.9 – Mecanismos de abrasão dois corpos e abrasão três corpos (GATES, 1998; VESPUI & WITH, 1997; INDGE, 1990; INDGE, 1991; EVANS et al., 2003 - modificado).

A Figura 2.9, proposta por INDGE (1990), descreve seqüencialmente o mecanismo básico do processo de lapidação, na qual sugere que os grãos abrasivos são distribuídos ao longo de toda a interface da peça e disco de lapidação, sendo que primeiro os grãos rolam e depois deslizam sobre a superfície da peça. Com a aplicação contínua de carga, a pressão nos grãos aumenta continuamente, dando início à formação de cavacos.

2.2.2 Disco de lapidação

As características do disco de lapidação, como dureza e porosidade, são de grande importância, pois podem afetar os resultados do processo, criando riscos indesejados e contaminação na superfície da peça pelos abrasivos, caso o material do disco seja muito duro (KÖNIG, 1980; STÄHLI, 1998; EVANS et al., 2003).

Um disco de lapidação duro tende a resistir bem à ancoragem dos abrasivos. Assim, os grãos passam a ter movimento majoritariamente de rolamento, ao invés de deslizamento, com maior parte da remoção de material sendo ocasionada por microfratura induzida por tensões

repetitivas na mesma região (“stress inducing micro fracture”), além da facilidade de incrustação de grãos na superfície da peça (STÄHLI, 1998; MARINESCU et al., 2007).

Discos de lapidação moles, ao contrário, permitem que os grãos sejam ancorados em sua superfície, resultando em maior número de grãos riscando o material com geração de “ploughing”, cujos efeitos simultâneos dos riscos vizinhos se somam e acabam por provocar remoção de material. Como isso, tem-se um acabamento superficial, da peça usinada, de maior qualidade em relação ao nível de planicidade, distintamente do caso onde os grãos abrasivos são pequenos e o disco de lapidação duro, onde a transferência da forma do disco para a peça é mais efetiva (STÄHLI, 1998; MARINESCU et al., 2007).

Dentre os materiais mais empregados na confecção dos discos de lapidação estão os ferros fundidos (nodulares e cinzentos), cobre, estanho, ligas de alumínio e cerâmica, embora polímeros, madeira, papel e tecidos também possam ser aplicados (KÖNIG, 1980; STÄHLI, 1998).

2.2.3 Fundamentos da cinemática de lapidação

Durante a lapidação, as peças são colocadas dentro do porta-peças e este conjunto é movimentado sobre a superfície abrasiva. O acionamento mecânico do porta-peças é análogo a um engrenamento planetário onde a engrenagem externa é normalmente fixa e a engrenagem interna é motora e gira independentemente do disco de lapidação. Portanto, a movimentação relativa entre a superfície da peça e a superfície do disco de lapidação promove uma cinemática planetária que descreve curvas de trajetórias cicloidais (KÖNIG, 1980; STÄHLI, 1998; UHLMANN & ARDELT, 1998; UHLMANN & ARDELT, 1999; ARDELT, 1999; ARDELT, 2000; BARYLSKI & DEJA, 2002; MARINESCU et al., 2007).

De acordo com o caminho dessas curvas, perfis de desgastes característicos se formam, gerando a necessidade do condicionamento periódico do disco, com o intuito de garantir a qualidade de forma das peças. Na lapidação, o termo dressagem também pode ser usado para designar o condicionamento do disco, no entanto, a operação é distinta daquela realizada na retificação. Para aperfeiçoar o processo de lapidação é necessário minimizar o desgaste heterogêneo do disco e prolongar os intervalos entre as operações de dressagem que restabelecem as condições de usinagem (UHLMANN & ARDELT, 1999; ARDELT, 1999; ARDELT, 2000; HITCHINER, WILLEY & ARDELT, 2001).

O movimento relativo entre as peças e o disco de lapidação é gerado pela interferência de dois movimentos de rotação: a rotação do disco de lapidação e a rotação do porta-peças entre as engrenagens externa (fixa) e interna (motora), conforme ilustrado na figura 2.10. O movimento do porta-peças corresponde ao de uma das engrenagens satélites em uma redução planetária. Dependendo da distância entre o ponto observado da peça e seu centro de rotação, que pode ser tomado pelo centro do porta-peças, trajetórias ciclóides podem ser formadas. (UHLMANN & ARDELT, 1998; UHLMANN & ARDELT, 1999; ARDELT, 2000).

A Figura 2.10 mostra os principais elementos mecânicos do sistema responsável pela cinemática do processo.

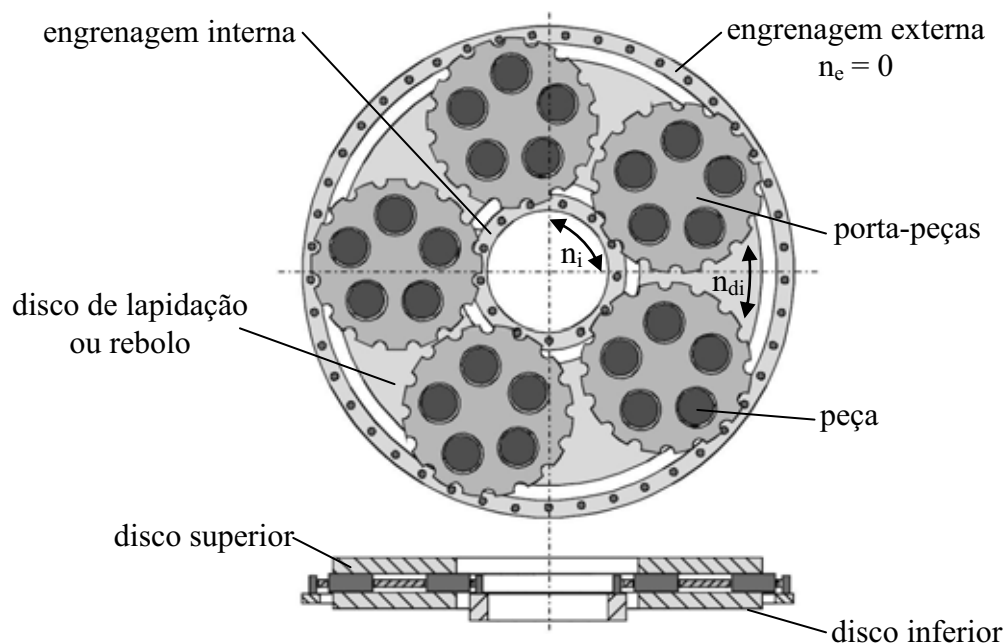


FIGURA 2.10 – Esquema de uma lapidadora plana de dois discos (UHLMANN, 1999 - modificado).

A descrição analítica do movimento cicloidal envolvido na lapidação tem sido estudada por SIMPFENDÖRFER (1988), SPUR & EICHHORN (1997) e UHLMANN & ARDELT (1999). Para a compreensão dos modelos desenvolvidos de máquina com engrenagem externa fixa, os parâmetros cinemáticos selecionáveis são: a rotação do disco inferior (n_{di}), rotação do disco superior (n_{ds}) e rotação da engrenagem interna (n_i). Segundo UHLMANN & ARDELT (1999), todas as possibilidades de trajetórias entre as peças e o disco, dentro das possibilidades da máquina-ferramenta, podem ser descritas pela “razão entre

rotações”, definida pela relação entre a rotação do disco inferior (n_{di}) e a rotação da engrenagem interna (n_i), disposta na Equação 2.7.

$$N_L = \frac{n_i}{n_{di}} \quad [2.7]$$

ARDELT (2000) estudou as trajetórias geradas por um ponto central de uma peça em função da Equação 2.7. Na Figura 2.11, as trajetórias indicadas por letras são classes de ciclóides que ocorrem em certas faixas da razão de rotações (N_L) e as curvas designadas com números são casos especiais que acontecem somente para valores definidos da razão entre as velocidades da engrenagem interna e do disco inferior.

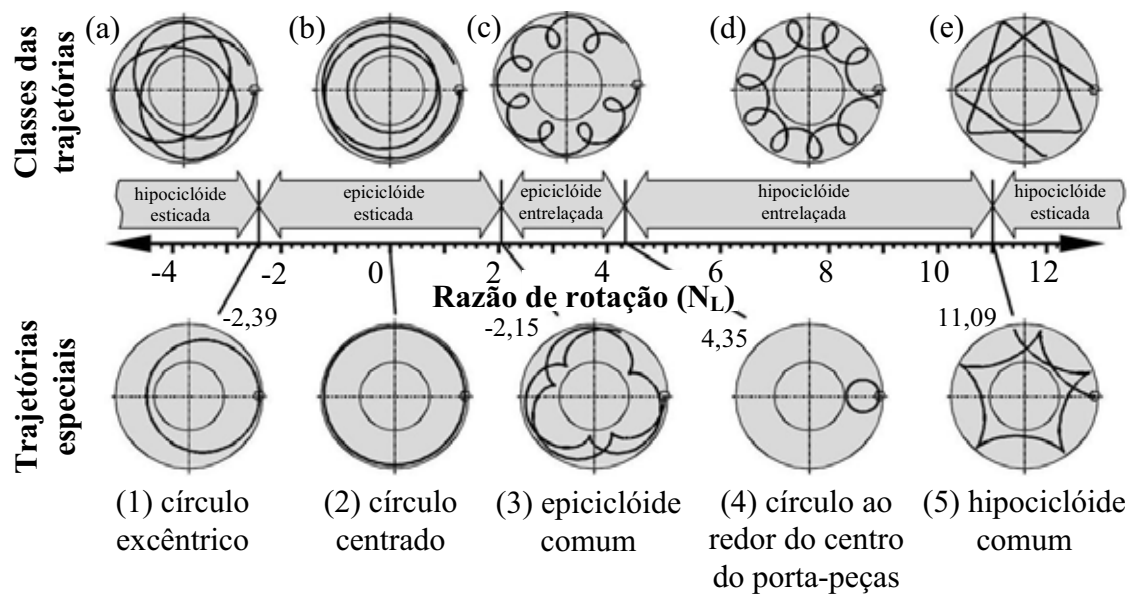


FIGURA 2.11 – Tipos de trajetórias produzidas pela Dualap ZL 700 da Stähli Läpp-Technik GmbH (ARDELT, 2000 - modificado).

Vários trabalhos publicados, no que diz respeito ao desgaste do disco de lapidação, são fundamentados no conceito de que o volume de material removido da peça, assim como o desgaste do disco de lapidação, são proporcionais à distância relativa que eles percorrem. Isso leva a hipótese de que o desgaste de um elemento superficial qualquer do disco de lapidação seja proporcional a trajetória em que as peças estão envolvidas no processo

(LICHTENBERGER, 1954; BER & GUEVA, 1968; SIMPFENDÖRFER, 1988; FUNCK, 1994; ARDELT, 1999).

De acordo com SPUR e EICHHORN (1997), informações como o número de peças, suas geometrias e a distribuição delas no interior do porta-peças são fundamentais para a determinação da distribuição do comprimento das trajetórias.

Os diagramas da Figura 2.12 trazem a distribuição específica do comprimento da trajetória para diferentes relações de rotação N_L . As curvas mostradas na Figura 2.12a são baseadas na distribuição circular de 54 mm de raio com seis peças. Na figura 2.12b, por sua vez, são apresentados os resultados para o arranjo de quatro peças numa distribuição circular com raio de 54 mm e outras duas peças em outro círculo de 23 mm de raio, totalizando as mesmas seis peças, porém com outra distribuição.

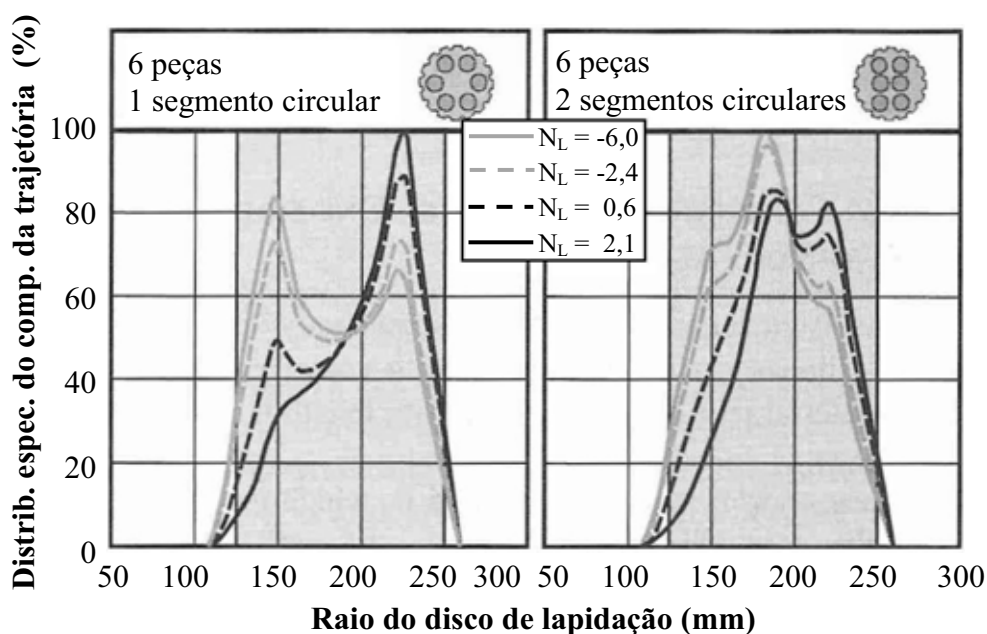


FIGURA 2.12 – Distribuição específica do comprimento da trajetória para diferentes relações de rotação N_L e ocupação do porta-peças (ARDELT, 2000 - modificado).

O gráfico da Figura 2.12a revela que os maiores trajetos são percorridos na periferia externa e interna quando valores negativos de N_L são adotados. Para valores positivos verifica-se maiores distâncias na periferia externa do disco de lapidação. Com o valor de $N_L = -2,4$ todas as peças percorrem trajetórias circulares excêntricas em relação ao disco de lapidação. Neste caso, há uma distribuição simétrica do comprimento da trajetória com dois

pontos de máximo. Entretanto, o gráfico da Figura 2.12b mostra uma concentração das distribuições específicas das trajetórias no centro do disco, fazendo com que as peças percorram maiores distâncias nessa região.

De maneira geral, a Figura 2.12 mostra que a influência da disposição das peças no interior do porta-peças na distribuição específica do comprimento da trajetória é tão importante quanto a rotação da engrenagem interna e a rotação do disco de lapidação.

Investigações experimentais conduzidas por UHLMANN & ARDELT (1999) revelaram redução da rugosidade em mais de 30% e melhora da planicidade acima de 40% em peças de alumina usinadas com diferentes tipos de trajetórias. Os mesmos pesquisadores afirmam que a variação de N_L torna possível a realização da operação de desbaste e de acabamento em apenas uma etapa da manufatura. Além disso, verificaram que trajetórias mais regulares produzem melhor acabamento superficial, enquanto trajetórias com elevado gradiente de velocidades e curvaturas promovem maiores taxas de remoção em detrimento da qualidade superficial.

2.3 Brunimento plano, “fine grinding” ou outras denominações

Na década de 1990, difundiu-se nos EUA e Europa um processo abrasivo empregando grãos fixos, no qual as peças e o disco abrasivo produzem movimento relativo análogo ao da lapidação. O disco empregado podia ser coberto com pastilhas ou segmentos feitos de CBN ou, então, de diamante, dependendo do tipo de peça usinada.

Esse processo industrial, que permite a usinagem de lotes grandes de peças, assume diferentes denominações, sem uma padronização definida até o momento. Os fabricantes que produzem ou produziram essas máquinas, como Stähli, Peter Wolters, Melchiorre e Modler o denominam “flat honing” (brunimento plano) ou “fine grinding” (retificação fina). Na literatura, ele assume diferentes denominações, de acordo com os autores que o investigaram ou relataram. TÖNSHOFF et al. (1998), MACKENSEN et al. (1997) e MARINESCU et al. (2007) definem o processo como “fine grinding”. A denominação “flat honing” é utilizada por STÄHLI (2000) e BEYER & RAVENZWAAIJ (2005), enquanto que “face grinding on lapping machine” é a designação adotada por ULHMAN & ARDELT (1999). JIANDONG et al. (2007) chamam o processo de “high speed lapping” e, finalmente, BEYER & RAVENZWAAIJ (2005) utilizam o termo “clean lapping with planetary kinematics”. Em

francês o processo é conhecido por “La Rectirodologie” que, livremente traduzido, significa ciência da retificação e lapidação (“rectifier” = retificação, “roder” = lapidação). Na Figura 2.13 é mostrado o disco coberto com abrasivo na forma de segmentos ou pastilhas.

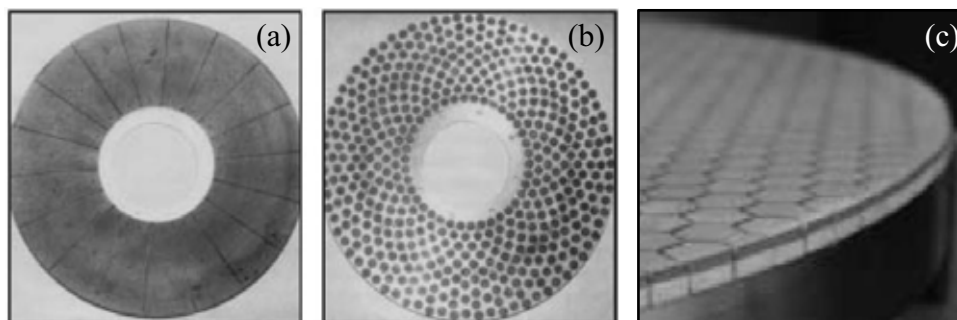


FIGURA 2.13 – Disco abrasivo com canais radiais para escoamento de fluido (a), paletes circulares espaçados (b) (STÄHLI, 2000 - modificado) e paletes tipo “goldfish” (c) (BEYER & RAVENZWAALJ, 2005).

Esse processo, cujo primeiro registro de sua criação reporta-se ao início dos anos 80 pela extinta empresa alemã de máquinas-ferramenta Hahn & Kolb, traz algumas importantes vantagens em relação à lapidação, com quem originalmente compete, como: peça limpa após a usinagem, uma vez que é livre do grão abrasivo solto; reduzido desperdício de abrasivo, já que os grãos são presos ao ligante; e usinagem mais rápida, pois a taxa de remoção é maior e o processo pode ser automatizado.

O rebolo formado por grandes segmentos (Figura 2.13a) tem toda sua superfície de usinagem coberta por abrasivos e rasgos, que servem para acumular os abrasivos gastos e materiais removidos da peça e disco. O disco paletizado possui paletes (pastilhas) com formato redondo (Figura 2.13b) ou hexagonal (Figura 2.13c), constituídos de grãos de CBN ou diamante, fixados na superfície do disco (STÄHLI, 2000). Segundo MACKENSEN et al. (1997), o emprego dos grãos superabrasivos unidos por ligante vitrificado foi a principal característica que permitiu a consolidação desse processo. A Figura 2.14 mostra cronologicamente a evolução do rebolo no processo de brunimento plano.

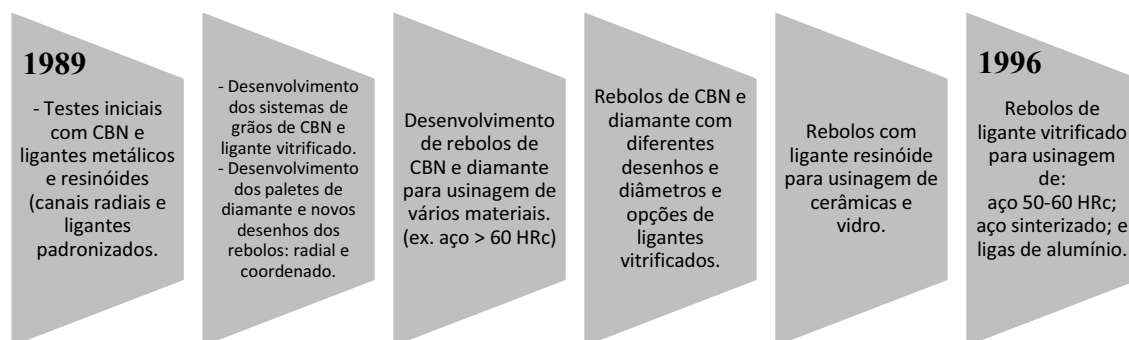


FIGURA 2.14 – Desenvolvimento dos rebolos para brunimento plano (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).

Entretanto, a utilização dos paletes pode inviabilizar a usinagem de peças pequenas ou com formatos irregulares, pois é impossível evitar espaços intermediários entre eles. Rebolos inteiriços, ao contrário, podem usinar peças de poucos milímetros de tamanho e 0,3 mm de espessura (STÄHLI, 2000).

A espessura da camada abrasiva normalmente está entre 3 e 6 mm. A concentração dos grãos abrasivos, dependendo do material da peça, pode ser de 25, 50, 75 ou 100, onde o valor de concentração 100 corresponde a um conteúdo de grão abrasivo de 4,4 quilates por cm^3 de ligante. Com o objetivo de alcançar um comportamento de desgaste uniforme, tanto o ligante quanto a concentração dos grãos pode variar radialmente. Neste aspecto, a concentração radial nos discos paletizados pode ser conseguida mais facilmente do que nos discos inteiriços (STÄHLI, 2000; MACKENSEN et al., 1997).

Devido a grande área de contato entre as superfícies da peça e do disco, com o objetivo de alcançar altas taxas de remoção de material, geralmente se emprega uma concentração de CBN/diamante relativamente baixa, na faixa de C50 a C75, com grande porosidade em sua estrutura. O controle efetivo do tamanho e distribuição da porosidade e da concentração do abrasivo somente é possível nos ligantes vitrificados. A porosidade da estrutura pode, ainda, ser ajustada em relação à distribuição radial (BEYER & RAVENZWAAIJ, 2005).

A Figura 2.15 representa os principais elementos de uma brunidora plana. As peças ficam soltas no interior do porta-peças ou gaiola, que se assemelha a uma engrenagem. A combinação do sentido de rotação e velocidades da engrenagem externa e engrenagem interna, disco abrasivo inferior e superior, e também das peças no interior do porta-peças,

produzem a cinemática planetária tal como apresentado na Figura 2.11 (MACKENSEN et al., 1997; UHLMANN & ARDELT, 1999; STÄHLI, 2000; BEYER & RAVENZWAALJ, 2005; MARINESCU et al., 2007, MARINESCU, SPANU & HITCHINER, 2006).

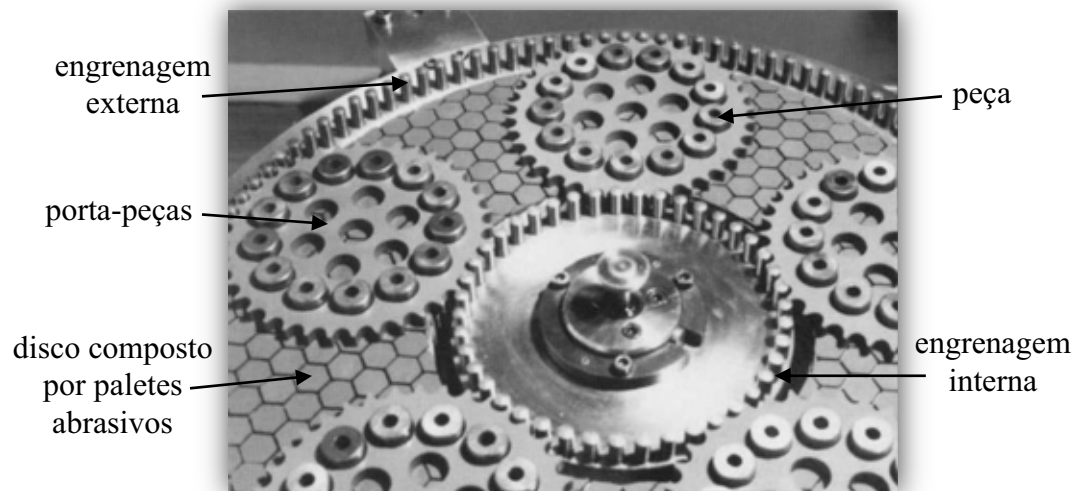


FIGURA 2.15 – Componentes de uma brunidora plana (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).

Na usinagem de peças de elevado nível de acabamento superficial é comum uma etapa preliminar de retificação seguido da lapidação e, por último, do polimento. O brunimento plano permite a drástica redução dos tempos dos processos anteriores ou até mesmo suas eliminações. De maneira geral, observa-se, nas informações disponibilizadas pelos fabricantes, a capacidade desse processo em usinar peças com planicidade da ordem de 0,3 a 0,6 μm , rugosidade R_a de até 0,025 μm (WOLTERS, 1998) e rugosidade R_z de 0,6 a 3 μm (BEYER & RAVENZWAALJ, 2005).

Pelo fato de se utilizar um disco com material superabrasivo, a re-afiação do rebolo é naturalmente feita com o desgaste progressivo do ligante, levando ao surgimento de novos grãos. Quando necessário, o restabelecimento das condições de corte e forma do disco é feito por um anel dressador, análogo ao da lapidação, porém sua superfície de contato com o disco abrasivo é de material cerâmico (BEYER & RAVENZWAALJ, 2005).

Quando os discos apresentam grandes erros geométricos ou perdem a capacidade de remoção de material, é necessário dressá-los e depois avivá-los. O tipo de dressagem depende basicamente do tipo de máquina-ferramenta empregada. No brunimento plano, a operação de

dressagem ocorre continuamente por anéis de dressagem, normalmente de carboneto de silício, responsáveis por deixar o disco plano e afiado por mais tempo. Em máquinas de dois discos a correção de forma é feita pela dressagem com o deslocamento radial do dressador de diamante, dispositivo ilustrado na Figura 2.16, com duração da operação podendo variar de 30 a 60 s. Posteriormente, a afiação é realizada pelos anéis dressadores, consumindo de 20 segundos a 7 minutos (BEYER & RAVENZWAALJ, 2005).

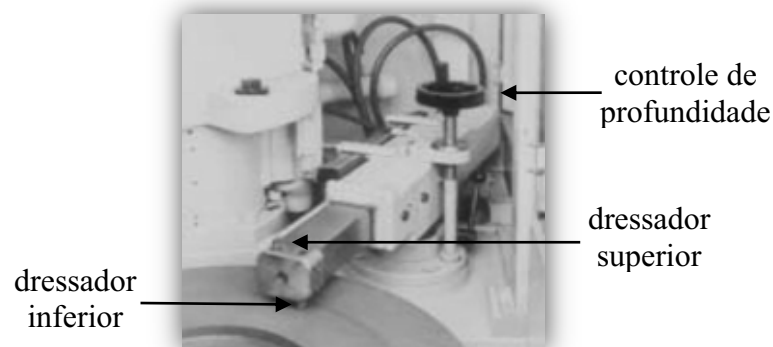


FIGURA 2.16 – Dispositivo de dressagem dos discos inferior e superior de uma brunidora plana (STÄHLI, 2000 - modificado).

Talvez, por se tratar de um processo derivado da lapidação, criado por tradicionais fabricantes de lapidadoras, não se tem registro da transferência do conceito do grau de recobrimento (U_d), tal como usado na retificação, aplicado ao brunimento plano com um rebolo convencional de ligante resinóide. A esta hipótese, soma-se o incipiente estudo do grau de recobrimento (U_d), preconizado por KÖNIG & MESSER (1980) na mesma época do surgimento desse processo.

CRICHIGNO FILHO (1994) e MARINESCU et al. (2007) afirmam que, quanto maior a superfície total a ser manufaturada, maior o desgaste do disco e menor a taxa de remoção.

Segundo TÖNSHOFF et al. (1998) a remoção de material no brunimento plano ocorre pela ação de corte dos grãos abrasivos fixos pressionados contra a superfície da peça. Devido à combinação da cinemática planetária, a superfície final da peça apresenta um padrão aleatório de riscos e aspecto espelhado.

Na lapidação, entretanto, as superfícies geralmente são foscas, com microcrateras contaminadas por partículas abrasivas. A Figura 2.17 revela a diferença entre as superfícies obtidas por lapidação (a) e brunimento plano (b).

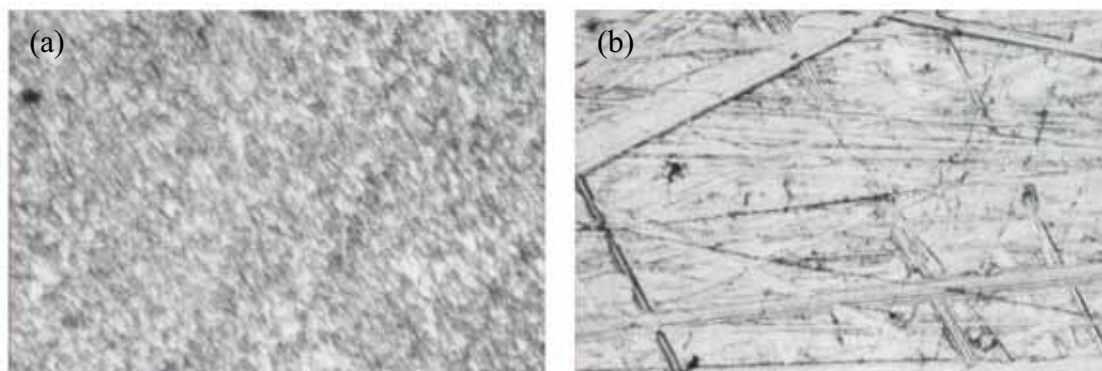


FIGURA 2.17 – Aspecto de superfícies submetidas à lapidação (a) e brunimento plano (b) – 200x de ampliação (MACKENSEN et al., 1997 - modificado).

Em um dos poucos estudos encontrados na literatura acerca de brunimento plano, TÖNSHOFF et al. (1998) investigaram a influência do tipo de ligante e fluido de corte na usinagem de peças de SiC, cujos resultados são apresentados na Figura 2.18.

Apesar de possuir tamanho de grão grande, o rebolo de ligante resinóide tem a menor taxa de remoção de material, pois o efeito de auto-afiação é menor nestes rebolos quando comparados aos rebolos vitrificados. Em geral, verificou-se que fluido de corte de base aquosa aumenta a taxa de remoção. Já o acabamento superficial é pouco afetado pelo tipo de fluido.

Segundo os autores, maiores velocidades do rebolo produzem melhores acabamentos superficiais e maiores taxas de remoção. Sob alta pressão de corte, a taxa de remoção aumenta, contudo, a planicidade fica prejudicada pelo aumento da profundidade de corte.

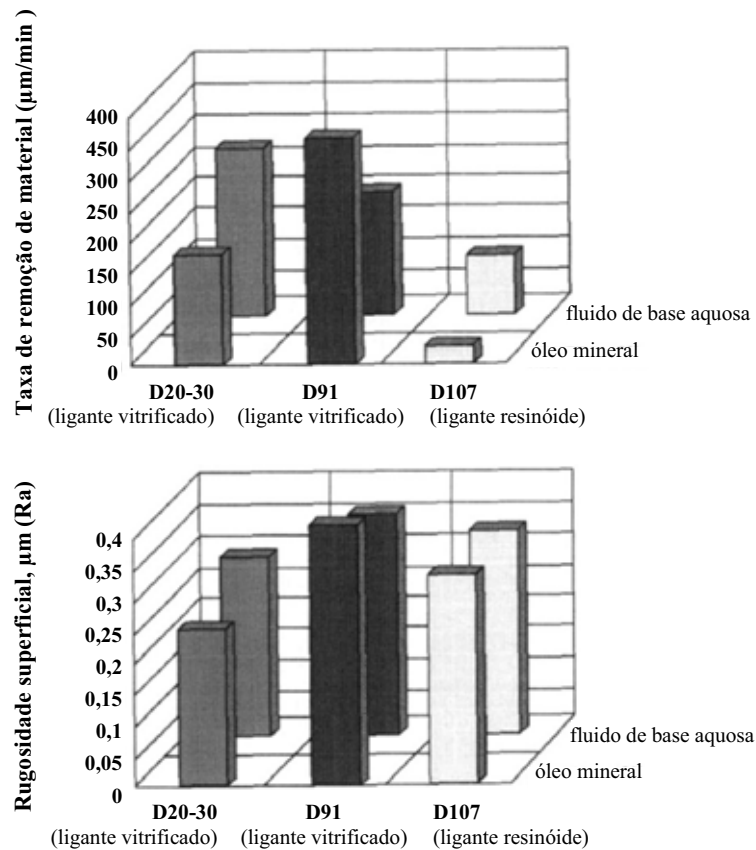


FIGURA 2.18 – Influência da ferramenta de corte e fluido de corte na taxa de remoção e acabamento superficial (Ra) da peças de Al_2O_3 usinadas em uma Wolters AC 1200-F (TÖNSHOFF et al., 1998 - modificado).

2.4 Processos abrasivos especiais

Também utilizando conceitos estabelecidos na lapidação, surgiram alguns processos abrasivos mais dedicados, particularmente voltados ao acabamento da sapata de cabeçotes de gravação e leitura de dados (“recording head”) do disco rígido, apresentada na Figura 2.19. Em comum, esses processos, apresentados a seguir, possuem a cinemática emprestada da lapidação e a grande capacidade em produzir peças com alto nível de qualidade superficial.

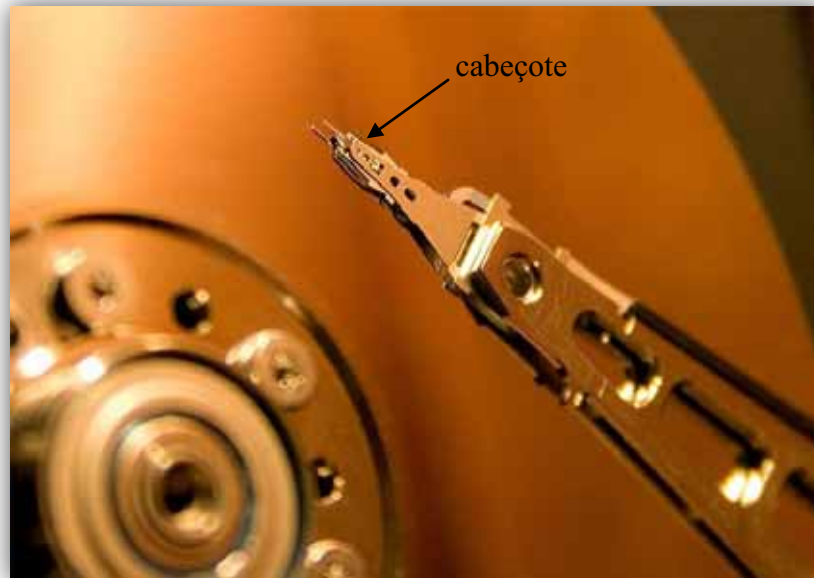


FIGURA 2.19 – Vista lateral do interior do disco rígido da IBM.

2.4.1 Processo empregando disco com ligantes de resina

TOMITA & EDA (1996) elaboraram discos abrasivos compostos de segmentados de SiC (60%) com ligante composto de resinas à base de acetato de polivinila (PVA), melamínica e fenólica, que em porcentagens adequadas, de 20%, 15%, 5% em peso respectivamente, produzem um disco com as características necessárias para o acabamento de substrato de disco magnético. Este tipo de componente, feito de uma liga de alumínio de alta pureza, apresenta problemas de impregnação de partículas de abrasivos e rugosidade inadequada ($R_a \approx 0,9 \mu\text{m}$) quando lapidado com partículas de SiC, de $20 \mu\text{m}$ de tamanho, em disco de ferro fundido. Já o disco abrasivo proposto por TOMITA & EDA (1996), com o mesmo tamanho de grão, mostra-se capaz de produzir acabamentos significativamente mais finos ($R_a = 0,13 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,32 \mu\text{m}$) e sem a prejudicial impregnação de abrasivos. O disco criado pelos autores é mostrado na Figura 2.20.

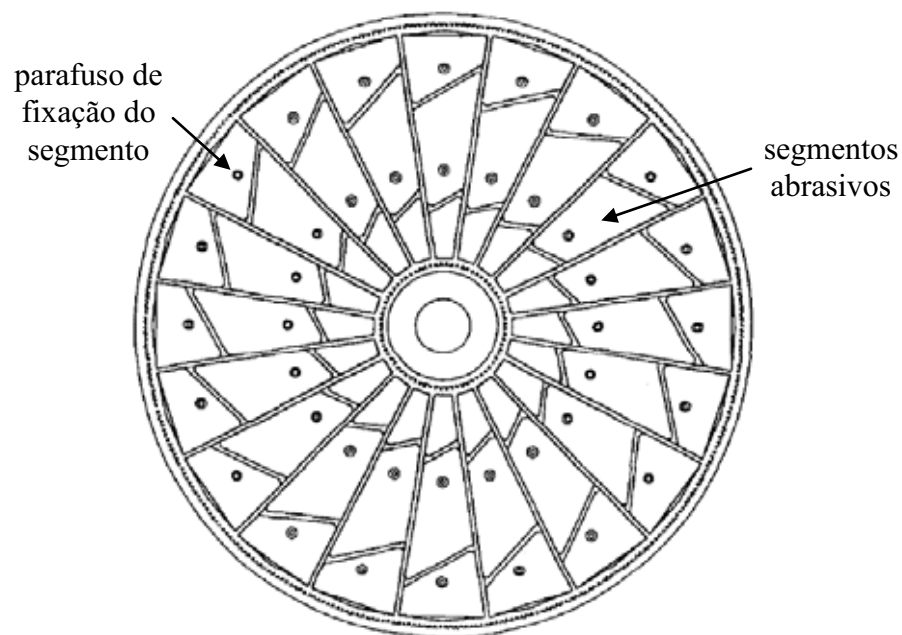


FIGURA 2.20 – Aspecto do disco abrasivo segmentado (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).

Com o uso do disco sintético, nota-se que a rugosidade e a taxa de remoção de material são diretamente proporcionais ao tamanho médio do grão abrasivo, conforme apresentado nas Figuras 2.21 e 2.22, respectivamente. O menor abrasivo usado nos testes foi de $3\text{ }\mu\text{m}$ (4000 mesh) correspondendo a obtenção de uma rugosidade R_a de $0,02\text{ }\mu\text{m}$, R_z de $0,28\text{ }\mu\text{m}$ e planicidade de $1,3\text{ }\mu\text{m}$ em peças medindo cerca de 130 mm de diâmetro.

A Figura 2.21 mostra que quanto maior o tamanho médio dos grãos, maior o valor de rugosidade R_a e R_z , entretanto, quando grãos soltos foram empregados o acabamento superficial foi sempre inferior ao fornecido pela utilização do disco abrasivo, sugerindo que o mecanismo de remoção de material com grãos fixos produz melhor acabamento.

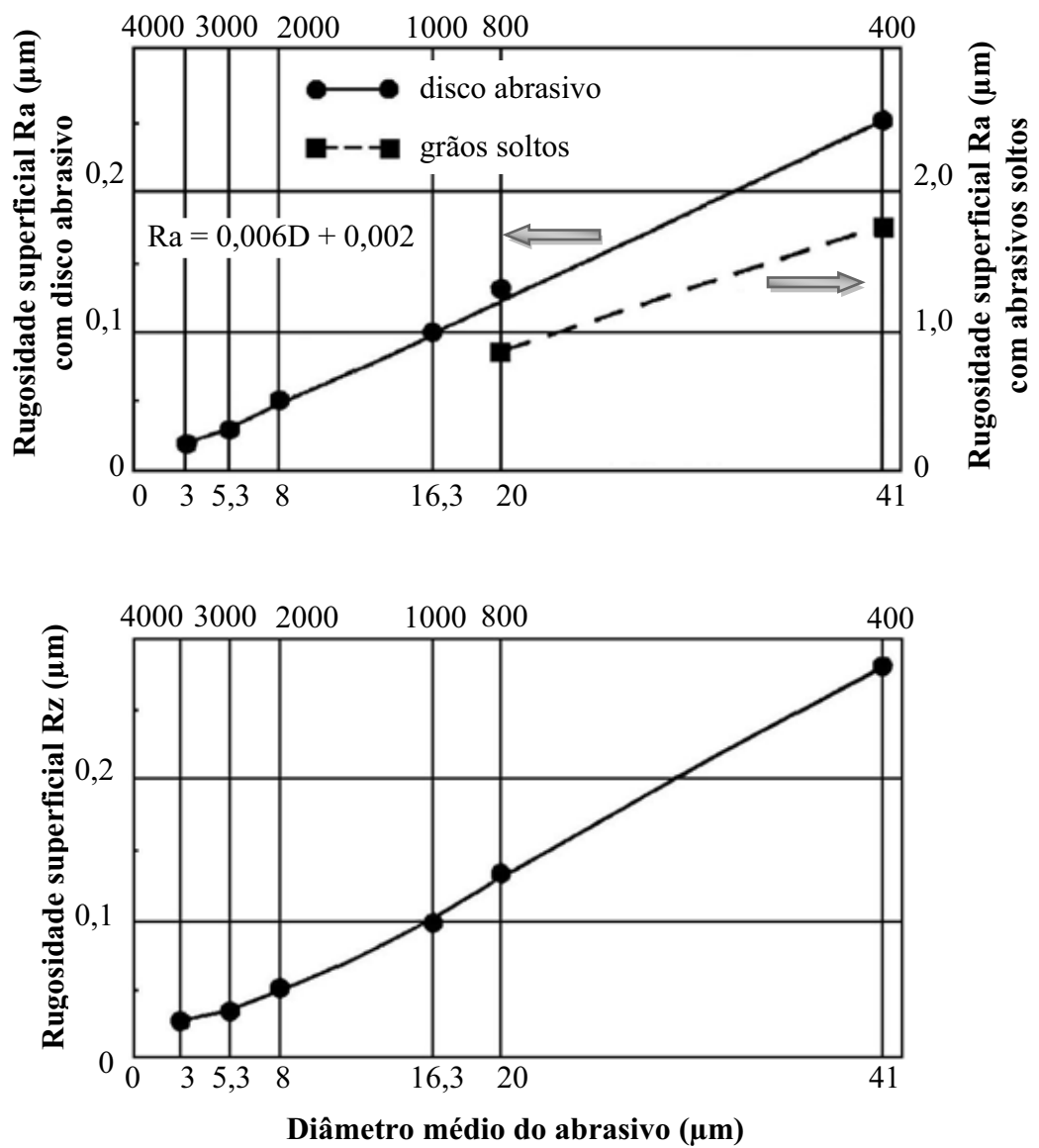


FIGURA 2.21 – Relação entre o tamanho médio do grão abrasivo e rugosidade superficial Ra e Rz (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).

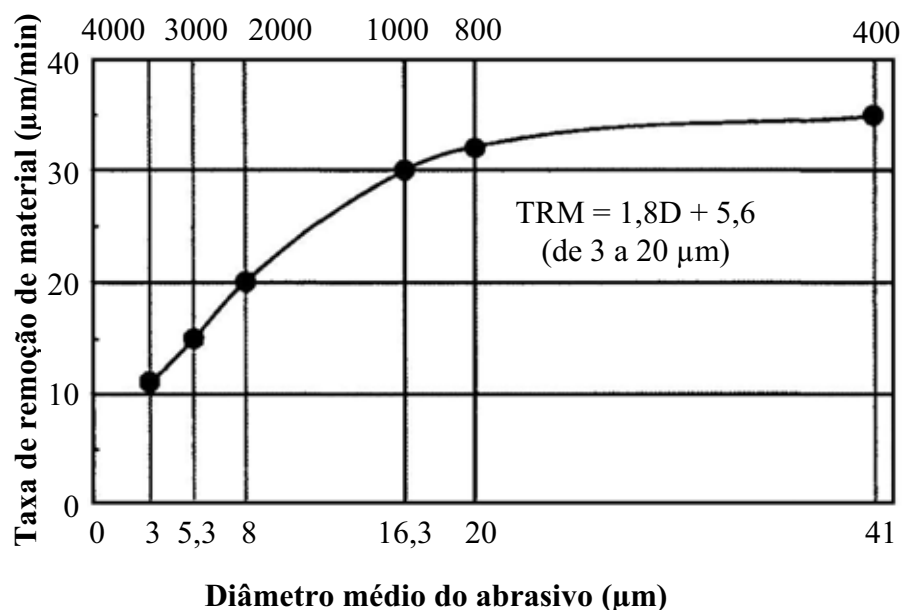


FIGURA 2.22 – Relação entre taxa de remoção de material e tamanho médio do grão abrasivo (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).

A taxa de remoção de material se mostrou bastante comportada para grãos com diâmetro médio entre 3 e 20 µm, sendo tanto maior quanto maior o tamanho médio dos grãos abrasivos. A partir de 20 até 41 µm, houve uma tendência de estabilização da remoção de material, conforme apresentado na Figura 2.22.

A Tabela 2.2 apresenta as características e propriedades mecânicas dos diferentes rebolos desenvolvidos e os acabamentos superficiais dos cabeçotes de leitura após a lapidação. Nota-se que os menores valores de planicidade foram obtidos com os dois maiores valores de tamanhos de grãos, 0,9 µm para rebolos de 400 e 800 mesh.

TABELA 2.2 – Características dos discos abrasivos e peças lapidadas (TOMITA & EDA, 1996 - modificado).

Número do ensaio	1	2	3	4	5	6
Granulometria (SiC)	#400	#800	#1000	#2000	#3000	#4000
Diâmetro médio (μm)	41	20	16,3	8	5,3	3
Resina PVA (% peso)	16,6	18,6	18,6	21,1	20,2	24,3
Resina melamínica (% peso)	15,3	15,0	15,3	15,3	15,2	15,3
Resina fenólica (% peso)	4,7	5,3	5,3	5,2	5,3	6,1
Abrasivo (% peso)	63,4	61,1	60,8	58,4	59,3	54,4
Porosidade	63	70	70	74	74	74
Tamanho do poro (μm)	30	25	25	25	25	22
Módulo de Young (MPa)	2800	2550	2500	2300	1850	1550
Resistência do ligante (mm)	0,27	0,35	0,40	0,35	0,43	0,47
Taxa de remoção ($\mu\text{m}/\text{min}$)	35	32	30	20	15	11
Intervalo entre dressagens (min)	60	38	33	25	18	15
Rugosidade superficial						
Ra (μm)	0,25	0,13	0,10	0,05	0,03	0,02
Rz (μm)	2,78	1,32	0,98	0,51	0,33	0,28
Planicidade (μm)	0,9	0,9	1,2	1,1	1,1	1,3
Qualidade superficial	boa	boa	boa	boa	boa	boa

2.4.2 “Nanogrinding”

O processo desenvolvido por GATZEN, MAETZIG & SCHWAB (1996) foi chamado de “nanogrinding” por seus criadores. Trata-se de um processo abrasivo de ultraprecisão destinado ao acabamento de cerâmicas avançadas, principalmente ao acabamento de cabeçote de leitura e gravação de HD.

A máquina empregada para esse fim é baseada em uma lapidadora plana com disco metálico de característica dúctil. Enquanto a lapidação envolve grãos abrasivos suspensos na interface entre o disco e a peça, o “nanogrinding” utiliza grãos incrustados no disco macio, onde qualquer grão abrasivo solto é evitado. Baseado neste princípio, o “nanogrinding”

consiste de dois passos: primeiro, a criação do disco abrasivo e, segundo, o processo de usinagem da peça propriamente dito, ambos ilustrados na Figura 2.23.

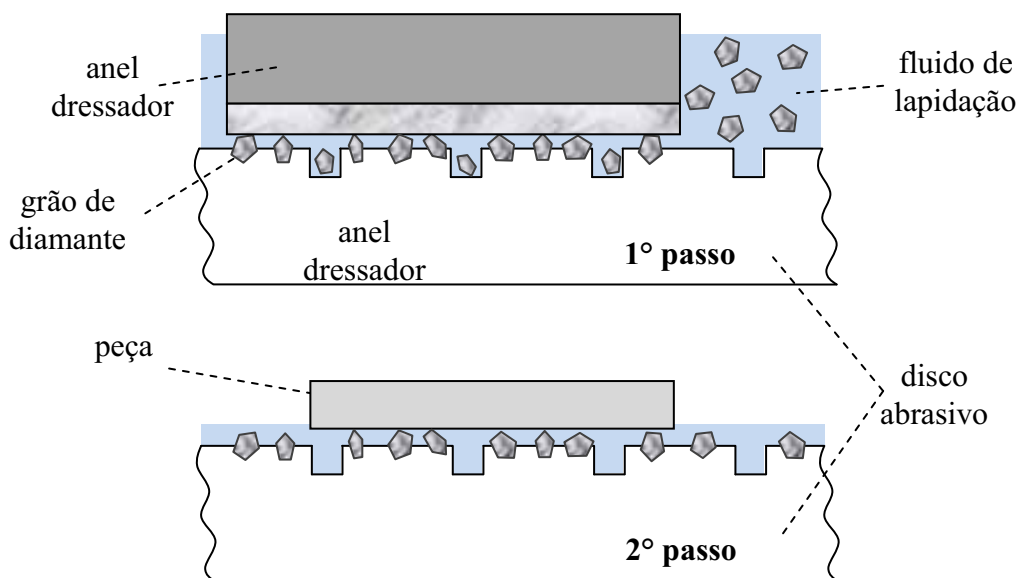


FIGURA 2.23 – Processo de “nanogrinding” (GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, 1996 - modificado).

No primeiro passo, um disco metálico feito de cobre, liga de estanho-antimônio (zamac) ou estanho puro é posto em rotação juntamente com a adição de grãos de diamante em sua superfície. Com o auxílio de um anel de condicionamento, que percorre a superfície do disco, os grãos são impregnados e seus picos nivelados coplanarmente em relação à superfície do mesmo. Uma protrusão de dimensões mínimas dos grãos é criada para que a usinagem ocorra no modo dúctil e uma quantidade mínima de defeitos seja produzida na peça.

Os melhores acabamentos são obtidos quando o processo se dá em duas etapas: a de desbaste seguida pela de acabamento. A primeira utiliza grãos de diamante de 1,5 a 3 μm e disco de cobre com ranhuras radiais para alojar o excesso de abrasivo. No segundo, é empregado um disco de liga estanho-antimônio sem ranhuras e grãos de diamante de 0,5 a 1 μm , cujo excesso deposita-se nos riscos formados no disco pertencentes à rugosidade. Além disso, constatou-se que discos muito lisos não produzem bom desempenho e, por esse motivo, previamente à impregnação dos grãos de diamante, deve-se lapidá-los com grãos abrasivos de

Al_2O_3 e SiO_2 de no máximo 50 μm . Naturalmente, após este condicionamento, faz-se necessária uma limpeza rigorosa da superfície do disco para eliminação dos grãos remanescentes que poderiam contaminar a usinagem da peça (GATZEN MAETZIG & SCHWAB, 1996 e GATZEN & MAETZIG, 1997).

Nos trabalhos envolvendo o processo “nanogrinding”, encontrou-se valores de rugosidade de até $R_a = 1,14 \text{ nm}$, obtidos em cabeçote de leitura feito em carboneto de alumínio-titânio ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$), e $R_a = 0,79 \text{ nm}$ em cabeçote feito de SiC (GATZEN & MAETZIG, 1997). Quanto aos desvios de planicidade, o menor valor conseguido foi de 6 nm no acabamento de cabeçote feito de $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$ (GATZEN, MAETZIG & SCHWAB, 1996). Em peças de grande exigência de qualidade como esta, o desprendimento de grão abrasivo do disco torna-se um aspecto crítico do processo, uma vez que um risco pode comprometer o seu uso.

2.4.3 Disco de lapidação faceado

Na mesma época em que se deu o desenvolvimento do “nanogrinding” na Alemanha, os pesquisadores TOUGE & MATSUO (1996), da Universidade de Kumamoto no Japão, estudaram a influência da operação de faceamento do disco de lapidação na usinagem de cabeçotes de gravação de dados digitais.

Visando entender melhor os mecanismos de remoção na lapidação e explorar mais a sua capacidade, TOUGE & MATSUO (1996) identificaram que, além da influência dos numerosos parâmetros já conhecidos, a operação de faceamento do disco de lapidação também exerce significativa influência sobre o processo.

Empregando uma lapidadora plana com disco de 380 mm de diâmetro feito de estanho, dotada de um dispositivo de faceamento, similar a uma operação de torneamento, foram estudadas as influências dos principais parâmetros da operação de faceamento na lapidação da ferrita policristalina de zinco-manganês, material composto por óxido de ferro (Fe_2O_3) e uma pequena quantidade de óxido de manganês (MnO) e óxido de zinco (ZnO).

A operação de faceamento utilizando ferramenta de diamante é usualmente realizada para correção de forma e manutenção da planicidade do disco depois de desgastado. Os parâmetros essenciais de entrada durante esta etapa são a profundidade de usinagem, o raio de

ponta da ferramenta e o seu avanço em cada revolução do disco de lapidação. Desta maneira, o tamanho do passo entre os sulcos e a distância entre o pico e o vale compõe a principal característica superficial do disco faceado.

Os pesquisadores observaram, em seu trabalho, que diferentes avanços produzem marcas de ondulações (sulcos) em forma de semi-arcos de diferentes tamanhos de passos (50-600 μm), mantendo-se a mesma profundidade de usinagem que, no caso, foi de 30 μm . A Figura 2.24 ilustra os canais usinados na superfície do disco de lapidação para diferentes valores de avanços. Com o progressivo aumento dos passos (p), verificavam-se três situações distintas: (a) altura dos sulcos menor que a profundidade de corte; (b) altura dos sulcos igual a profundidade de corte, quando é estabelecido o passo crítico (P_c); e (c) sulcos com altura igual à profundidade de corte, mas separados por áreas planas da superfície do disco.

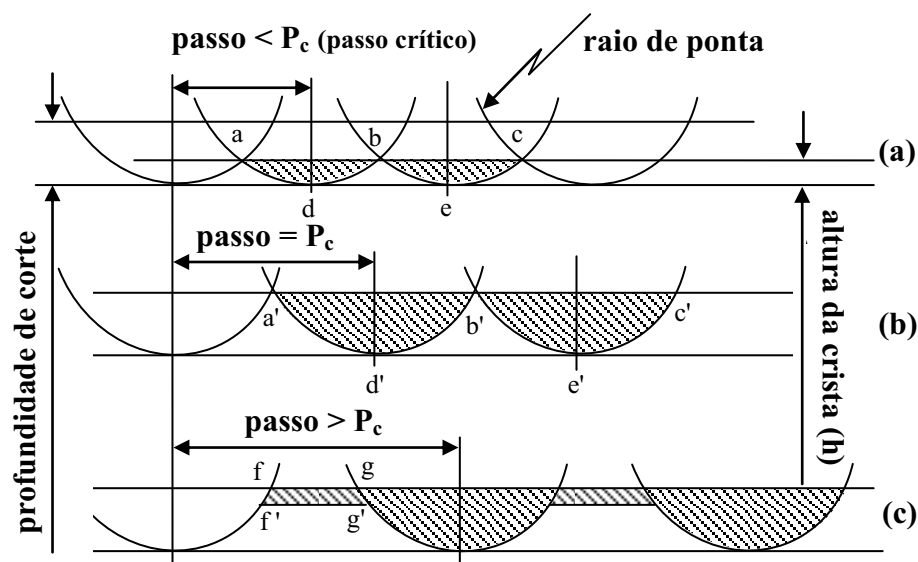


FIGURA 2.24 – Representação dos canais na superfície do disco de lapidação após a operação de faceamento (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).

A Figura 2.25 mostra a influência do passo de faceamento (p) em função da profundidade da crista (h), do volume de fluido de lapidação armazenado nos sulcos (Q), da largura da área plana entre sulcos (B) e da área total plana (S).

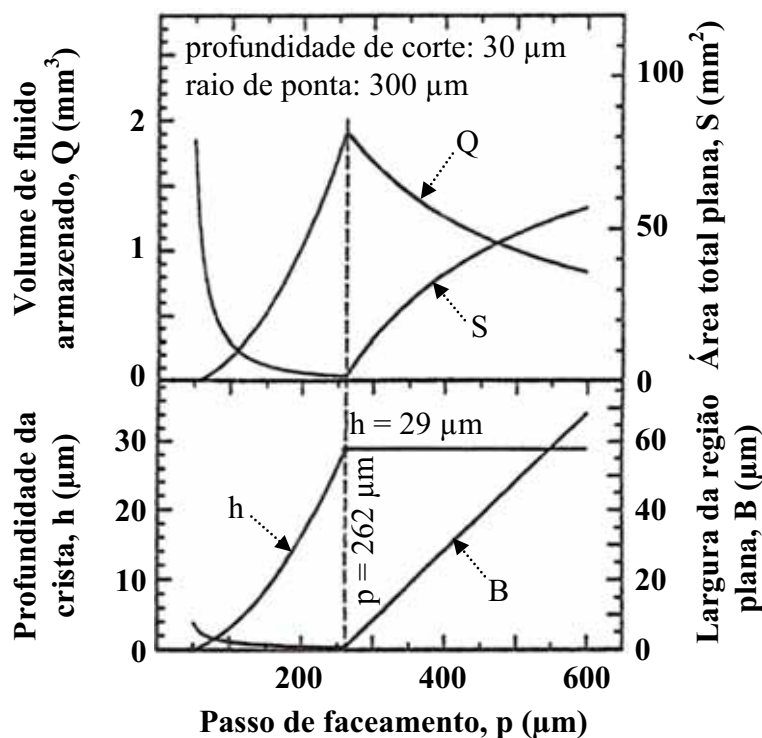


FIGURA 2.25 – Curvas calculadas do volume de fluido de lapidação armazenado nos sulcos (Q) e área total plana (S) numa área arbitrária de $10 \times 10 \text{ mm}^2$ (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).

Nesses casos, o número de abrasivos contidos no fluido de lapidação aumentou da primeira situação (a), vista na Figura 2.24, para a segunda (b), quando a quantidade de grãos soltos foi máxima. No terceiro caso (c), os grãos abrasivos também cobriram a região plana entre os sulcos encravando-se ali. Portanto, obteve-se uma situação de lapidação com grãos fixos e o mecanismo de abrasão dois corpos. Como primeiro resultado, os autores verificaram que a maior taxa de remoção de material ocorreu na situação (b), quando a quantidade de grãos abrasivos, de $0,5$ a 1 μm de diâmetro médio, foi máxima. Neste caso, o passo crítico foi de 250 μm .

Prosseguindo os testes, dividiu-se o ensaio em três partes e o disco de lapidação foi preparado de acordo com o terceiro caso (c). Primeiro, foi feita usinagem apenas com grãos fixados sobre a região plana entre os sulcos. Para isso, os grãos foram fixados no disco de lapidação por 30 minutos com ajuda da passagem de um anel dressador. Depois, na segunda parte, adicionaram-se grãos abrasivos soltos, coexistindo com os grãos fixos. E na terceira parte, interrompeu-se a adição de grãos abrasivos.

Os resultados apontaram que, somente com grãos fixos, a taxa de remoção de material foi relativamente baixa e decrescente até o final da primeira etapa. A rugosidade manteve-se em nível praticamente constante, entre 1,4 a 1,5 nm, indicando que houve modesta quantidade de desprendimento de grãos e que a maioria dos remanescentes mantiveram sua protrusão.

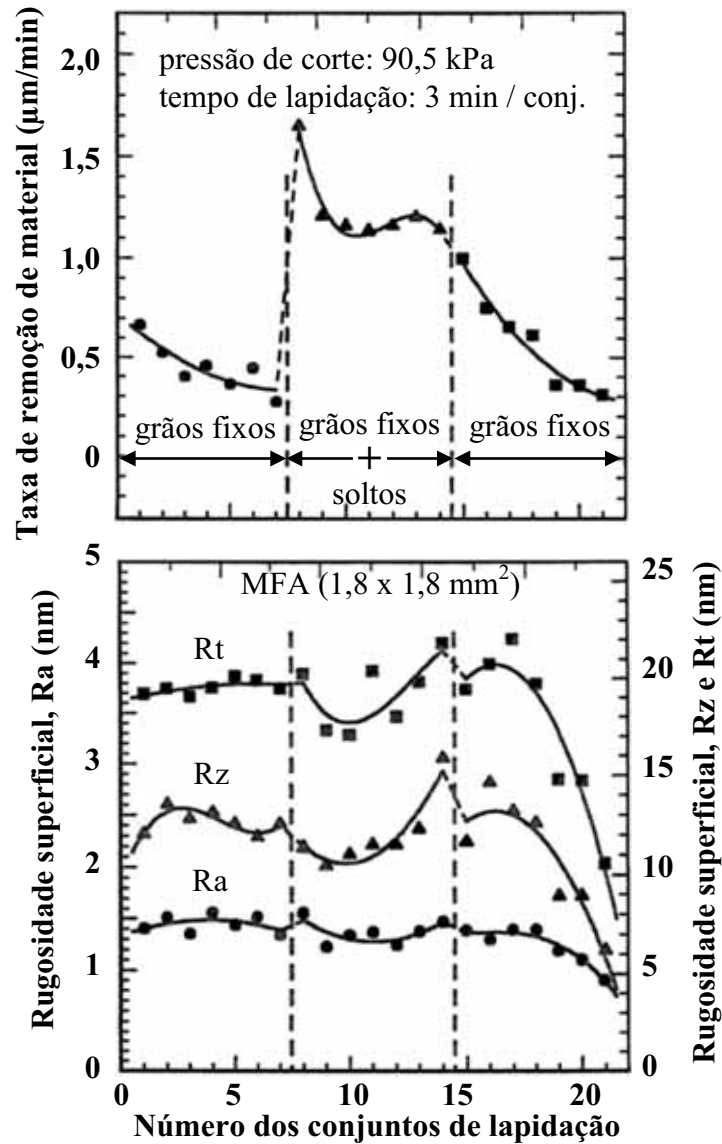


FIGURA 2.26 – Efeito dos grãos abrasivos soltos e fixos na taxa de remoção de material (a) e acabamento superficial (b) (TOUGE & MATSUO, 1996 - modificado).

Na etapa intermediária, na qual foram acrescentados grãos soltos, a taxa de remoção mostrou-se 2,7 vezes maior do que na condição de grãos somente fixos, indicando, mais uma vez, o forte efeito dos grãos soltos na remoção de material. Na última parte, com a interrupção da alimentação dos grãos abrasivos, notou-se a contínua diminuição da taxa de remoção, quando a rugosidade tendeu aos valores mais baixos ao final do ensaio. Nesta etapa, os autores creditaram este comportamento à gradativa redução do número de grãos de protrusão mais alta. O comportamento da taxa de remoção de material, bem como a rugosidade superficial, está representado na Figura 2.26.

2.5 Lapidoretificação

Assim como na retificação com ferramenta convencional, o processo de lapidoretificação emprega um rebolo dressado com diferentes graus de recobrimentos (U_d), segundo os critérios estabelecidos por KÖNIG (1980). Analogamente à retificação de face, a lapidoretificação utiliza a face lateral plana da ferramenta. A peça é comprimida contra a superfície do rebolo com pressão controlada e dotada de movimento de rotação, adquirindo uma cinemática relativa semelhante àquela encontrada no processo de lapidação e brunimento plano. Apesar da semelhança entre os processos de lapidoretificação e brunimento plano, naquela há o condicionamento do rebolo pela operação de dressagem (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008; CRUZ, 2009).

Os primeiros estudos da lapidoretificação foram realizados a partir de adaptações feitas em uma lapidadora previamente existente no Laboratório de Tecnologia da Usinagem (LATUS) da Faculdade de Engenharia de Bauru (FEB), que recebeu um dispositivo de dressagem e um sistema para aplicação de carga e rotação do corpo-de-prova (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008; CRUZ, 2009).

JUN, SANCHEZ & FIOCCHI (2008) encontraram baixos valores de desvio de planicidade, comparáveis aos verificados pelo processo de lapidação e, especialmente, de rugosidade. A Figura 2.27 mostra um gráfico do comportamento da rugosidade média aritmética (R_a) durante o tempo de usinagem para três diferentes graus de recobrimento. Nos ensaios, partiu-se de corpos-de-prova de aço ABNT 4340, temperados e revenidos (58 HRC), retificados em regime de acabamento. O rebolo foi confeccionado com grãos de SiC de 800

mesh e ligante resínóide epóxi prensado a quente. A rotação do rebolo e dos corpos-de-prova foi mantida constante e igual a 100 rpm.

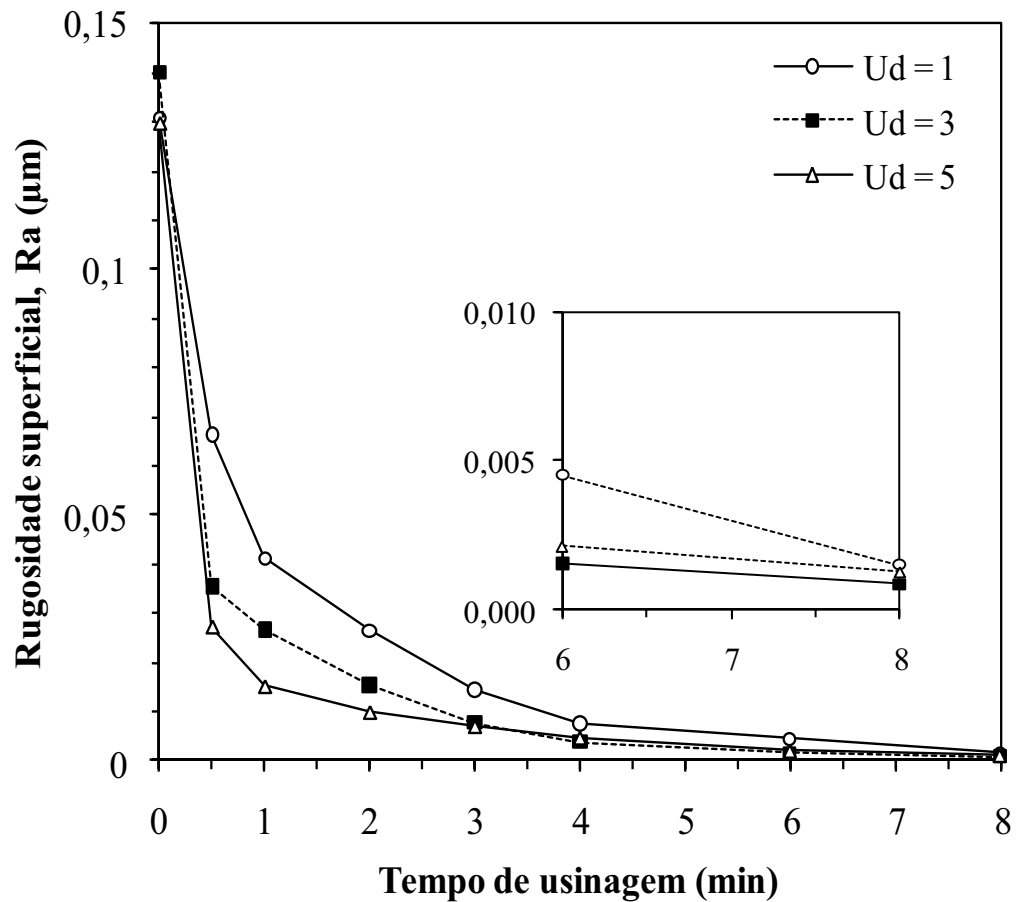


FIGURA 2.27 – Rugosidade para diferentes graus de recobrimento de dressagem (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008 - modificado).

A menor rugosidade média aritmética (R_a) após 8 minutos de usinagem, com $U_d = 3$ e pressão de usinagem de 100 kPa, foi de 0,8 nm. A Figura 2.27 também apresenta a queda acentuada dos valores de rugosidade média aritmética no primeiro minuto de usinagem e uma tendência de estabilização após 4 minutos.

No gráfico da Figura 2.28 são apresentados os resultados dos desvios de planicidade medidos após 8 minutos de usinagem em função do grau de recobrimento. Nota-se a redução significativa dos valores de planicidade para os três valores de grau de recobrimento ensaiados, entretanto, para $U_d = 3$ obteve-se a melhor planicidade (0,4 μm).

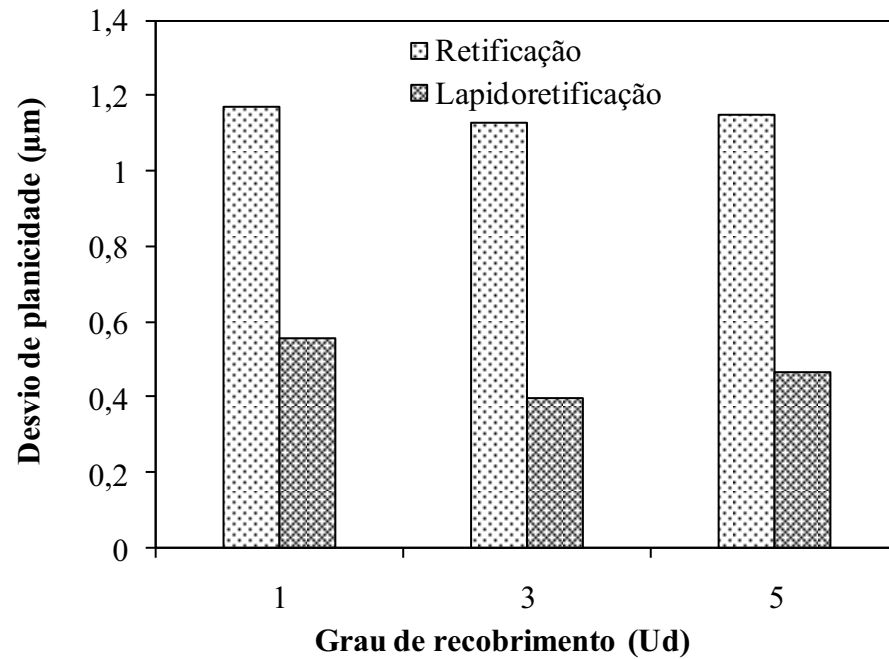


FIGURA 2.28 – Desvio de planicidade entre a condição inicial (retificada) e final (lapidoretificada) (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).

A Figura 2.29 mostra o aspecto visual dos corpos-de-prova lapidoretificado (a) e retificado (b). Pode-se notar o aspecto espelhado da superfície em oposição ao aspecto fosco do corpo-de-prova retificado.

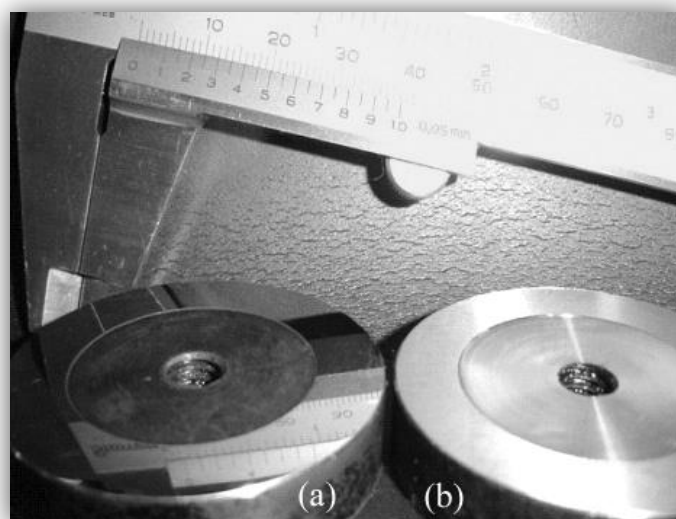


FIGURA 2.29 – Corpos-de-prova ABNT 4340 lapidoretificado (a) e retificado (b) (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).

O processo proposto foi capaz de diminuir significativamente a rugosidade e o desvio de planicidade de corpos-de-prova retificados com pequena taxa de remoção. Pelas características do processo e qualidade dos corpos-de-prova usinados, a lapidoretificação pode ser incluída na categoria de processos especiais para acabamento fino, superior ainda à lapidação. A superfície da peça produzida pelo processo de lapidoretificação ficou brilhante, com aspecto especular, refletindo bem a luz, ao contrário da lapidação, que fornece superfícies predominantemente opacas (JUN, SANCHEZ & FIOCCHI, 2008).

Os pesquisadores apontam o grande potencial do processo de lapidoretificação e propõem que mais análises sejam realizadas. Como idéias para trabalhos futuros, sugerem o estudo da influência do grau de recobrimento para diferentes granulometrias do rebolo no acabamento superficial e na taxa de remoção; viabilidade da aplicação de outros tipos de fluido de corte e a possibilidade de aplicação pelo método da mínima quantidade de fluido (MQF); outras pressões de lapidoretificação e profundidades de dressagem; além do projeto e construção de uma lapidoretificadora mais rígida.

CAPÍTULO 3

3 MATERIAL E MÉTODOS

A fase preliminar do projeto consistiu na definição dos principais conceitos e requisitos de projeto da lapidoretificadora e os seus respectivos modelos matemáticos e desenhos técnicos, sendo iniciada no ano de 2007, durante o último semestre de graduação em Engenharia Mecânica nesta mesma instituição.

Deliberado o esboço do projeto mecânico e elétrico, o material de consumo, o material permanente e os serviços externos, foi redigido, ainda em 2007, um Auxílio à Pesquisa FAPESP, concedido em 01/05/2008 (nº 2008/50233-3) para aquisição de um rugosímetro perfilômetro Form Talysurf Intra e demais itens para realização do projeto.

Por se tratar de um estudo com alto potencial de inovação foi redigido um documento técnico contendo toda a descrição da máquina-ferramenta e do processo abrasivo em questão, depositado junto ao Instituto Nacional de Proteção Industrial (INPI) como Patente de Invenção no final do ano de 2009.

A seguir, são expostas, resumidamente, cada uma das etapas desenvolvidas neste trabalho.

3.1 Projeto e manufatura da lapidoretificadora

Sendo a lapidoretificação um processo abrasivo dividido em duas etapas, a primeira caracterizada pela operação de dressagem do rebolo e a segunda pela usinagem com cinemática planetária da peça-obra, foi necessário unificar os sistemas mecânicos de dressagem e usinagem em uma única máquina-ferramenta.

A preparação da ferramenta de corte, no caso o rebolo, requer que durante a operação de dressagem o dressador se movimente sobre a superfície do rebolo com dois graus de liberdade. Enquanto o rebolo, com um grau de liberdade, rotaciona com velocidade angular constante, o dressador se movimenta radialmente ao rebolo, com profundidade de dressagem e avanço pré-definidos.

A lapidoretificação, por sua vez, requer cinemática planetária entre a peça e a face lateral dressada do rebolo, integrada com o controle da pressão da usinagem.

Conseqüentemente, a peça deve se movimentar radialmente e perpendicularmente à superfície do rebolo fixa em um cabeçote que rotaciona em torno do seu próprio eixo. Portanto, a lapidoretificadora idealizada necessita de cinco graus de liberdade.

Por apresentar uma das direções de movimento em comum, o sistema de dressagem (Figura 3.1a) foi concebido em posição oposta ao cabeçote porta-peças (figura 3.1-b) apoiado por uma travessa, otimizando o equipamento, sendo que a dressagem não ocorre durante a lapidoretificação.

Por conseguinte, foi idealizada uma máquina-ferramenta com 5 graus de liberdade, caracterizados pela rotação do rebolo, rotação do cabeçote porta-peças e deslocamentos lineares dos eixos X, Y e Z, como pode ser visto no esquema da Figura 3.1.

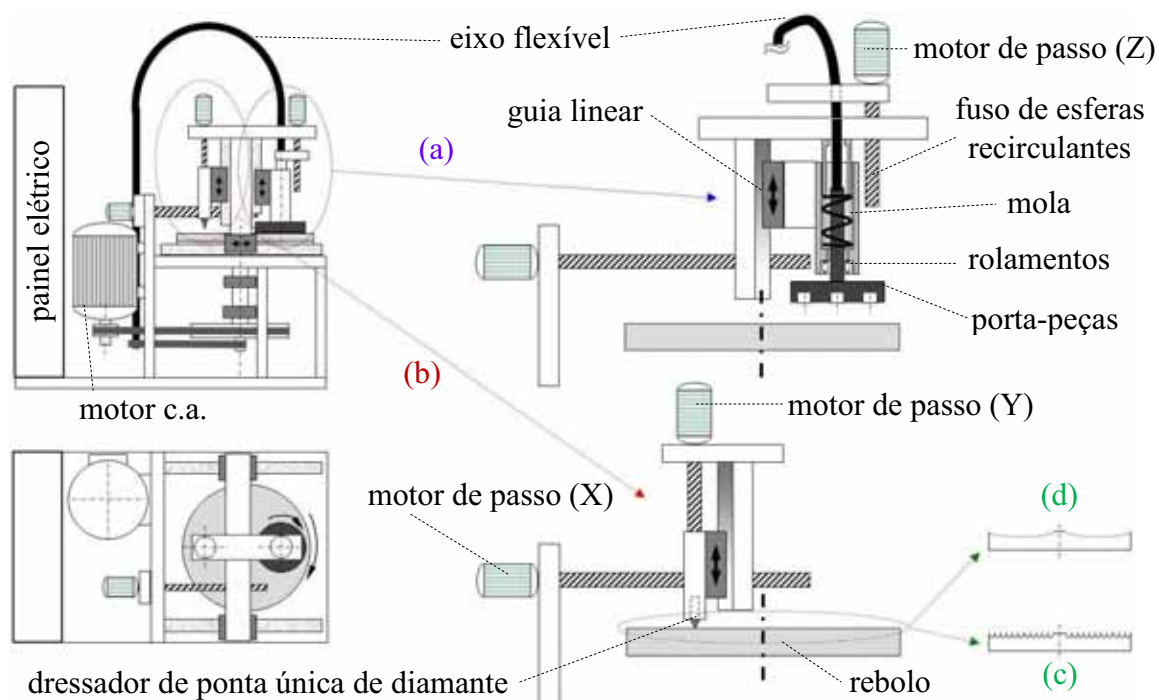


FIGURA 3.1 – Ilustração das principais características técnicas mecânicas da lapidoretificadora CNC.

A grande maioria das peças foi manufaturada no próprio LATUS. Entretanto, devido à grande quantidade de peças envolvidas e ao reduzido tempo para execução do projeto, parte desse serviço foi executado pela empresa de usinagem TNG, localizada na cidade de Agudos.

Os desvios geométricos das peças usinadas, bem como dos conjuntos com partes usinadas, tiveram seus valores correspondentes aos obtidos com as máquinas-ferramentas empregadas na fabricação mecânica. Além disso, todo o projeto foi realizado em função dos equipamentos e operações disponíveis. Os conjuntos foram projetados de modo a se ajustarem durante a montagem, garantindo, assim, o paralelismo e perpendicularidade em conjuntos estratégicos da lapidoretificadora de acordo com as especificações.

Todos os componentes estruturais submetidos à operação de soldagem passaram pelo tratamento térmico de alívio de tensão durante 6 horas em temperatura de 300 °C, aproximadamente.

Os conjuntos mecânicos foram montados e desmontados várias vezes a fim de se verificar folgas e interferências indesejadas.

A lapidoretificadora foi, por questão didática, dividida nos seguintes itens:

3.1.1 Estrutura;

3.1.2 Conjunto de movimentação paralela à superfície do rebolo;

3.1.3 Conjunto de movimentação perpendicular à superfície do rebolo;

3.1.4 Cabeçote;

3.1.5 Monitoramento das condições de usinagem;

3.1.6 Acionamento eletro-eletrônico e pneumático; e

3.1.7 Controle Numérico Computacional (CNC).

3.1.1 Estrutura

A estrutura principal foi obtida pela união de subconjuntos estruturais por meio de parafusos Allen M8x1,25. Os subconjuntos são de aço carbono ABNT 1020 soldados e usinados. A Figura 3.2 mostra, esquematicamente, a perspectiva parcial da lateral esquerda frontal (a) e lateral direita traseira (b) da estrutura.

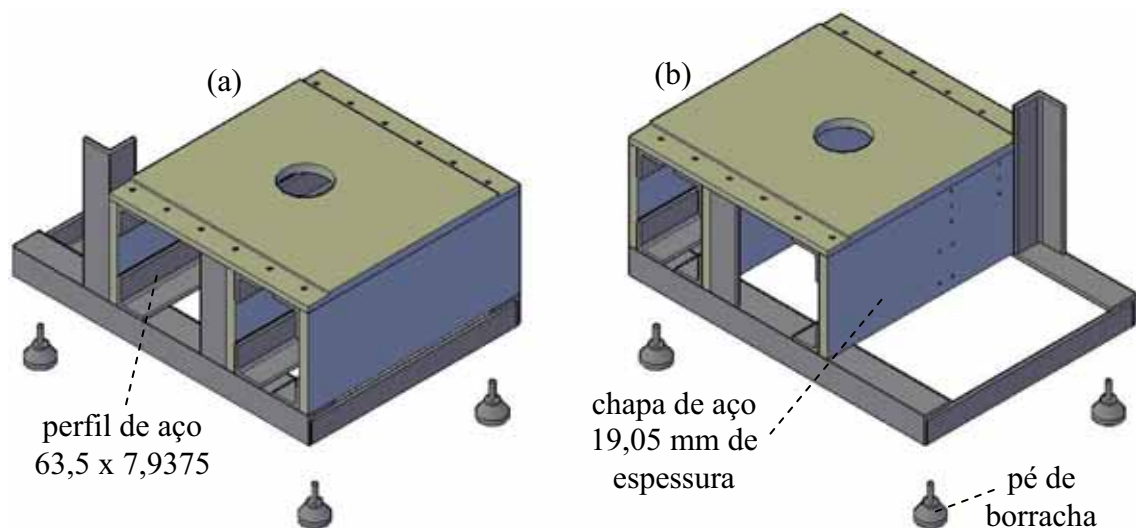


FIGURA 3.2 – Perspectiva parcial da lateral esquerda traseira (a) e lateral direita frontal (b) da estrutura da lapidoretificadora.

3.1.2 Conjunto de movimentação paralela à superfície do rebolo

Parte responsável pelo deslocamento da peça na direção radial do rebolo (a) e do dressador (b) na direção X, representado na Figura 3.1, esquematicamente.

As guias lineares e os patins são da marca NSK. As guias têm 30 mm de altura, 35 mm de largura e 4 canais de esferas de contato angular, e os patins medem 70 mm de largura, 80 mm de comprimento, montados com pré-carga.

O fuso de esferas recirculantes da marca HIWIN apresenta 12 mm de diâmetro, 4 mm de passo, 1 entrada e folga axial de 0,05 mm. O suporte do mancal deste fuso emprega dois rolamentos NSK de contato angular contrapostos (configuração em “o”) e pré-carregados. A Figura 3.3 mostra a perspectiva explodida dos principais elementos mecânicos deste conjunto.

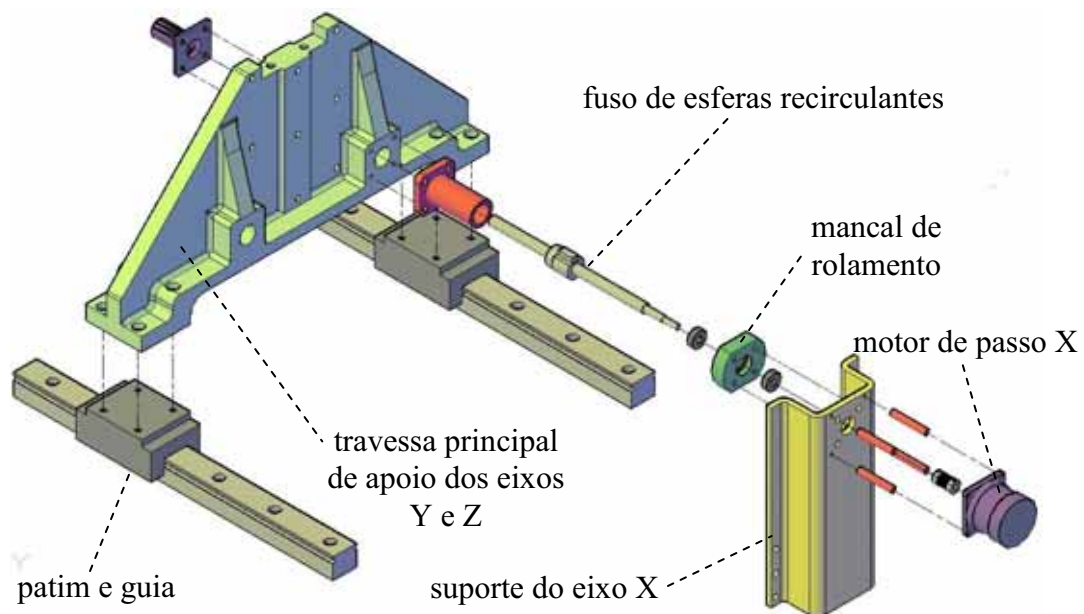


FIGURA 3.3 – Perspectiva explodida dos principais elementos mecânicos responsáveis pelo movimento paralelo à superfície do rebolo.

3.1.3 Conjunto de movimentação perpendicular à superfície do rebolo

Este grupo mecânico pode ser dividido em dois subconjuntos: do dressador (eixo Y) e do aplicador de carga na peça-obra (eixo Z).

O primeiro, representado na Figura 3.4 explodida, movimenta o suporte do dressador. As características técnicas da guia linear, fuso de esferas recirculantes e mancal são as mesmas do conjunto anterior (item 3.1.2).

O segundo, ilustrado na Figura 3.5 explodida, por sua vez, é responsável por afastar ou comprimir a peça-obra contra o rebolo.

O movimento de rotação de motor de passo Z (relativo ao eixo Z da máquina) é transmitido ao fuso por meio de duas polias (redução 2:1) e uma correia sincronizadora. Como a porca do fuso está conectada a haste externa, através do oblongo do guia, o único grau de liberdade permitido é o de translação vertical. Dessa forma, a rotação do fuso proporciona a suspensão de todo o conjunto ou a aplicação de força quando a mola é comprimida.

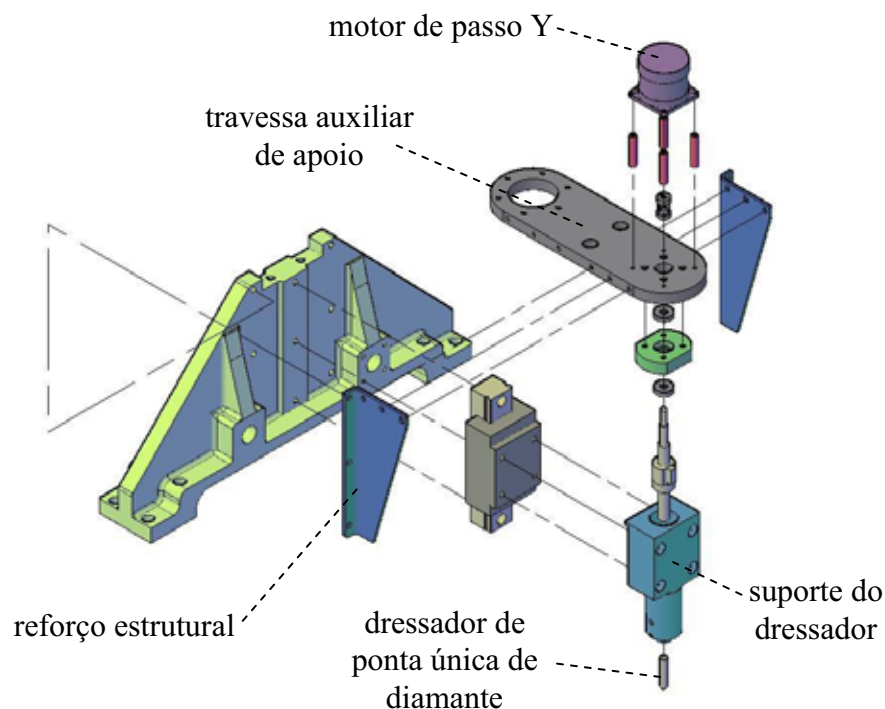


FIGURA 3.4 – Perspectiva explodida dos principais constituintes mecânicos responsáveis pelo movimento, perpendicular à superfície do rebolo, do dressador.

Outra função desse subconjunto é transmitir o movimento de rotação ao porta-peça por meio de um eixo de 8 mm de diâmetro com rasgo de chaveta de 2 mm por 2 mm conectado a um acoplamento elástico que, por sua vez, é unido ao eixo base interligado ao suporte que retém a peça-obra.

O eixo com rasgo de chaveta foi conectado a um eixo flexível, um par engrenado para inversão do sentido de rotação, duas polias e uma correia sincronizadora (1:1), fazendo a conexão entre o porta-peça e o eixo do rebolo. Portanto, a velocidade angular do rebolo e do porta-peça é sempre a mesma. A representação esquemática deste mecanismo de transmissão de torque pode ser compreendida pela observação das Figuras 3.5, 3.6 e 3.7.

O eixo flexível, desenvolvido sob encomenda junto à empresa Marazil, apresenta diâmetro do veio flexível de 12 mm $\pm$ 0,1 mm, diâmetro externo de 28 mm, diâmetro interno de 17,5 mm, raio mínimo de curvatura de 120 mm e comprimento total (cabo + terminais) de 1600 mm. A Figura 3.6 revela os principais elementos do eixo flexível.

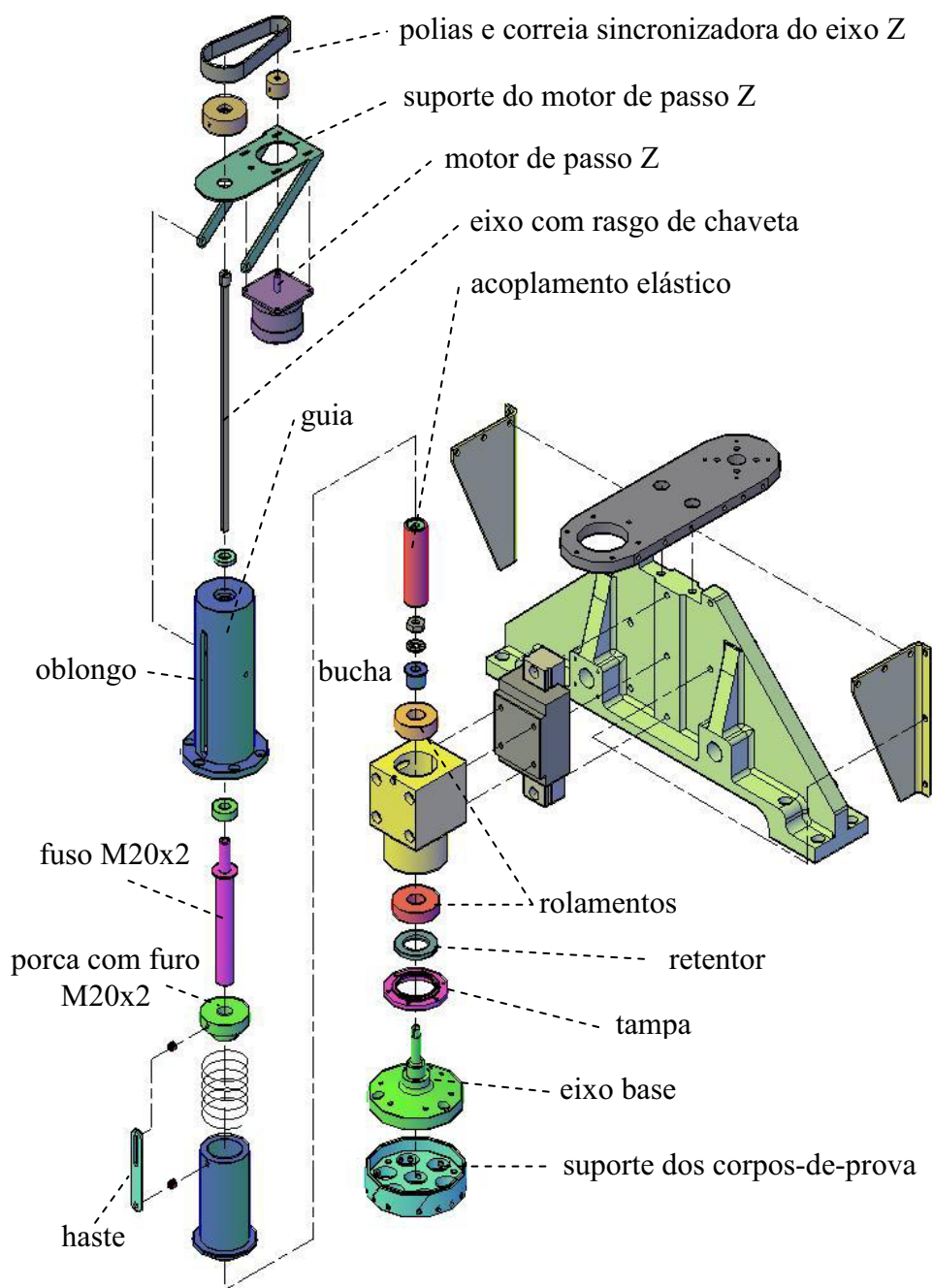


FIGURA 3.5 – Perspectiva explodida dos principais constituintes mecânicos responsáveis pelo movimento, perpendicular à superfície do rebolo, da peça.

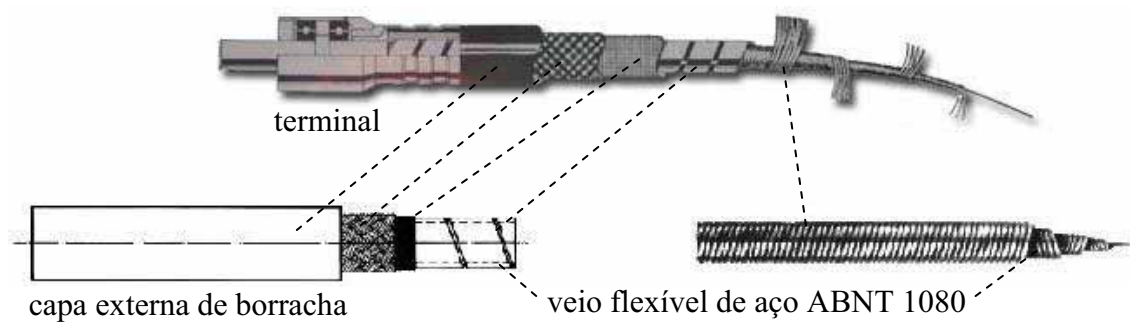


FIGURA 3.6 – Principais elementos do eixo flexível.

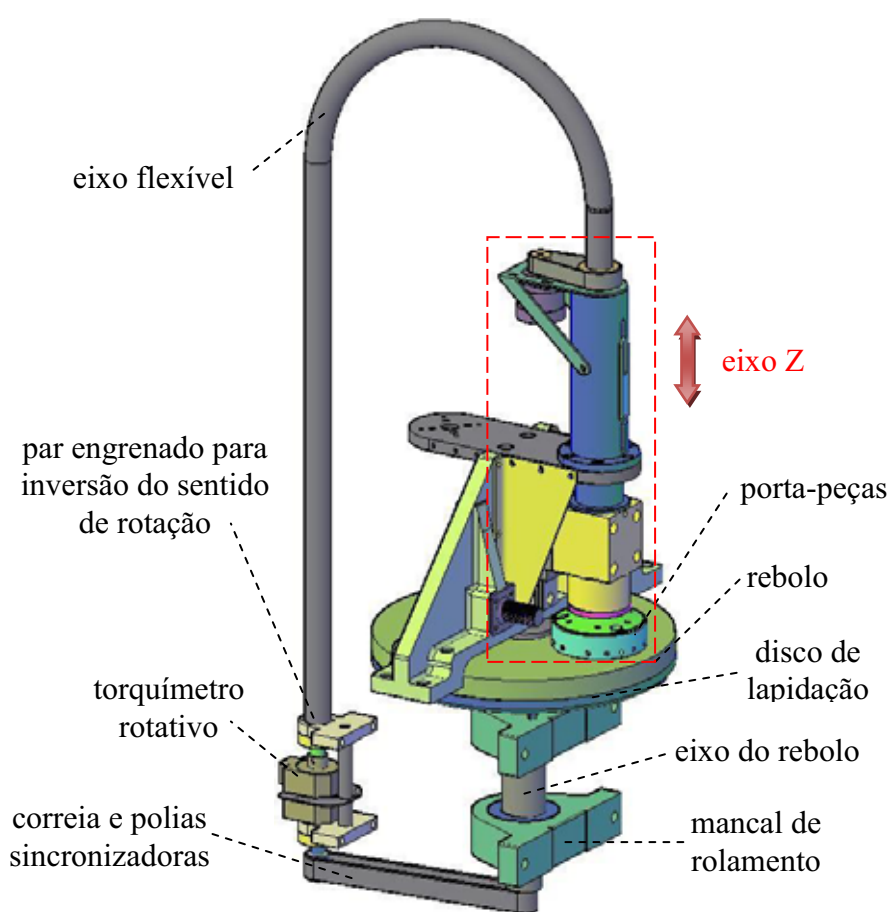


FIGURA 3.7 – Representação gráfica da perspectiva do eixo Z e do sistema de transmissão de torque do eixo do rebolo para o porta-peças.

A visualização do sistema completo de transmissão de torque do eixo do rebolo para o porta-peças pode ser visto na Figura 3.7, bem como todos os elementos montados do eixo Z.

Na Figura 3.8 é retratado o conjunto do eixo Y pronto e na Figura 3.9 os conjuntos dos eixos Z e Y, cujos movimentos paralelos à superfície do rebolo compõem, portanto, o eixo X.

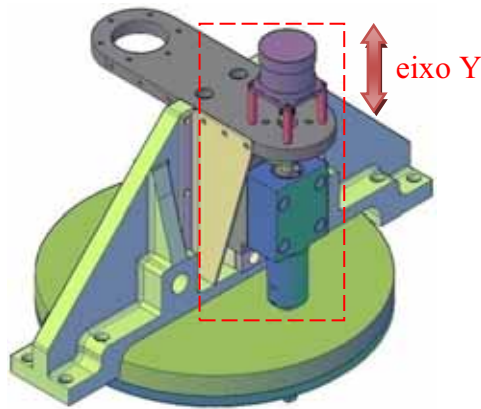


FIGURA 3.8 – Representação do eixo Y.

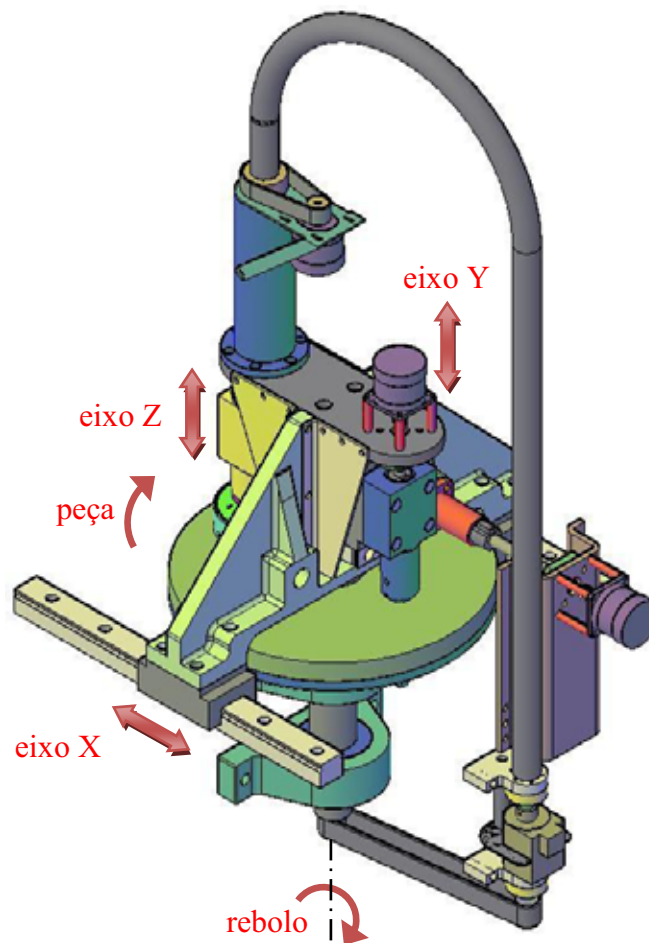


FIGURA 3.9 – Representação dos eixos com deslocamento linear (X, Y e Z) e deslocamento angular (peça e rebolo) da lapidoretificadora.

A combinação dos movimentos dos eixos X e Y possibilitam a dressagem e o perfilamento do rebolo, representados na Figura 3.1 pelas letras (c) e (d), respectivamente.

Quando os movimentos dos eixos X e Z são associados, é possível aplicar a carga de usinagem ao corpo-de-prova e, também, transladá-lo radialmente à superfície do rebolo. Os três eixos de translação e os dois de rotação estão representados na Figura 3.9.

3.1.4 Cabeçote

Conjunto constituído, basicamente, por dois rolamentos conectados ao eixo base, uma bucha, um retentor e uma porca com arruela de ajuste, todos localizados no interior do corpo do cabeçote. O rolamento inferior é do tipo autocompensador de rolos e, o superior, rígido de esferas, ambos da NSK.

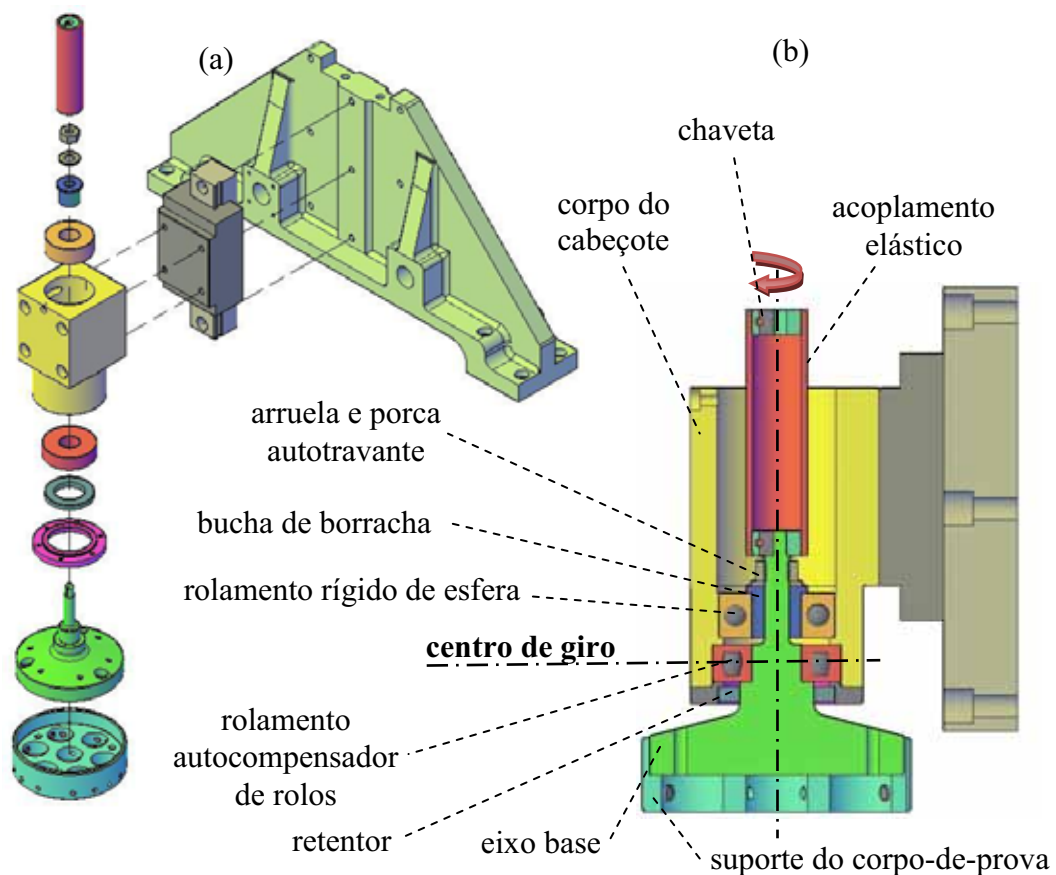


FIGURA 3.10 – Representação dos elementos do cabeçote em perspectiva explodida (a) e vista lateral direita em corte (b).

Entre o rolamento superior e o eixo base há uma bucha de borracha que controla a rigidez e, portanto, o acomodamento do eixo do porta-peças. Conseqüentemente, o mecanismo descrito torna possível a correção do paralelismo entre a peça-obra e a superfície do rebolo.

A rigidez do sistema mecânico pode ser alterada pela substituição do material da bucha, assim como pela força de aperto da porca autotravante. O deslocamento angular do eixo base, com centro de giro localizado no centro geométrico do rolamento inferior também produz um desalinhamento entre o eixo com rasgo de chaveta e o eixo base. Para acomodar essa diferença, foi introduzido um acoplamento elástico com chavetas fixas nas duas extremidades.

A presença de um retentor isola o interior do cabeçote do ambiente externo, evitando o contato de partículas abrasivas oriundas do processo de usinagem. A ilustração do cabeçote em perspectiva explodida e em corte é mostrada na Figura 3.10 (a) e (b), respectivamente.

3.1.5 Monitoramento das condições de usinagem

O monitoramento do processo é realizado por meio da potência elétrica consumida pelo motor principal de corrente alternada (c.a.), com o auxílio de um multimedidor trifásico de grandezas elétricas fornecido pela empresa Ciber, modelo CVM NGR-96. O equipamento mede, calcula e exibe as principais grandezas elétricas do sistema trifásico equilibrado ou desequilibrado. A medição se realiza em “true root mean square” (TRMS), através de três entradas de sinais de tensão em corrente alternada e três entradas isoladas de corrente alternada de 5 A. Todas as grandezas são exibidas em um visor, onde é possível programar a exibição das variáveis desejadas.

O CVM NGR-96 possui interação com um microcomputador através de uma ponte de comunicação RS-485, que possibilita, por meio de um programa computacional, a aquisição dos dados em memória a cada 60 segundos, visualização gráfica e total gerenciamento do equipamento à distância, tanto na visualização das variáveis quanto na programação do equipamento.

Os transformadores de corrente, para valor máximo de 5 A, são da Toroide do Brasil. O diagrama elétrico da conexão entre o CVM NGR-96 e os transformadores de corrente são mostrado na Figura 3.11.

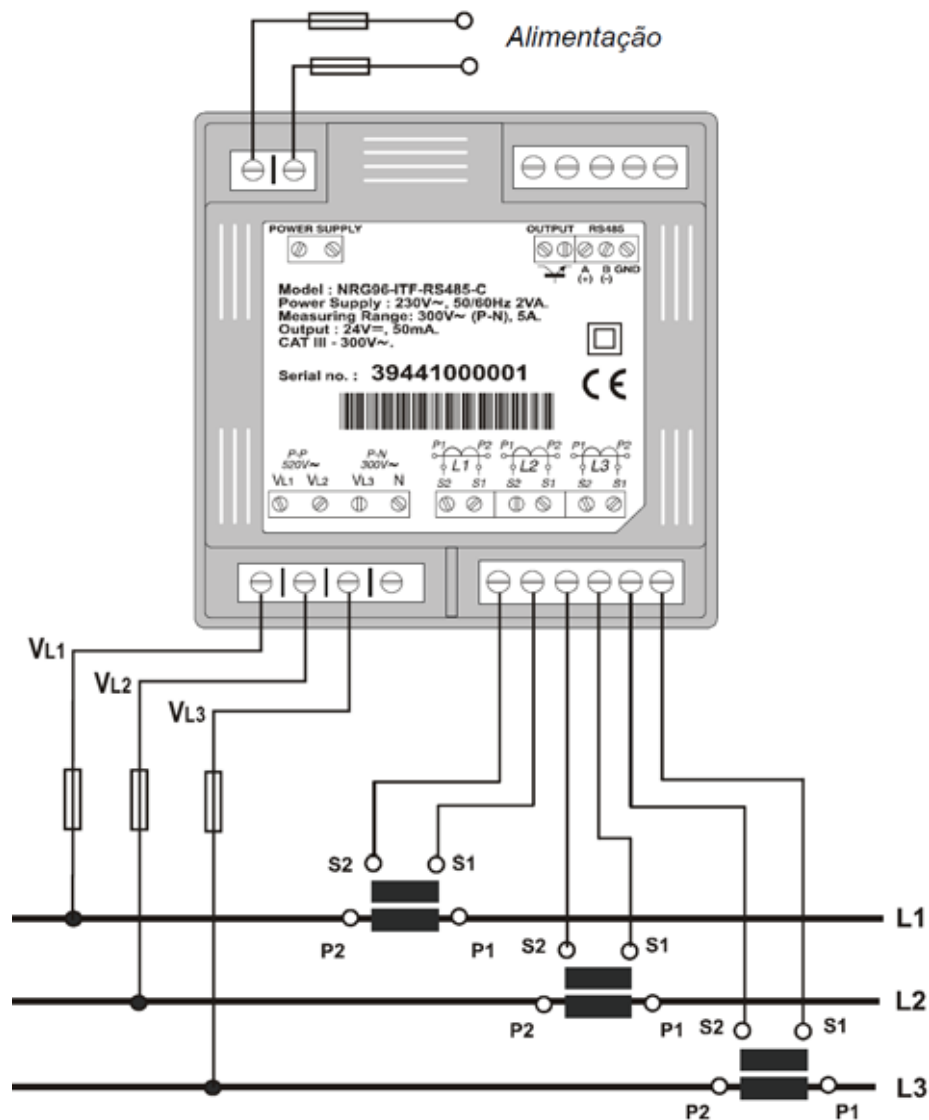


FIGURA 3.11 – Diagrama elétrico entre o CVM NGR-96 e os transformadores de corrente.

A lapidoretificadora também foi equipada com um torquímetro rotativo para monitoramento do torque do cabeçote, embora, no presente trabalho não tenha sido utilizado.

3.1.6 Acionamento mecânico, eletro-eletrônico e pneumático

O acionamento da máquina foi dividido entre o motor elétrico principal, três motores de passo, um aspirador de partículas (pó), uma bomba submersa de fluido de corte e um sistema de aplicação de Mínima Quantidade de Fluido (MQF).

O motor principal é de indução de corrente alternada trifásico da marca WEG, com potência elétrica de 735,5 W (1 CV), responsável pelo acionamento do rebolo e do corpo-de-prova.

Os sistemas de transmissão adotados foram: correia em “V” (redução de 4:1) do motor para o eixo principal (rebolo); e correia e polias sincronizadoras do eixo principal para o torquímetro (sem redução). A conexão entre o torquímetro e o porta-peças se deu por meio do eixo flexível e do eixo com rasgo de chaveta. A Figura 3.12 mostra os elementos mecânicos de transmissão em perspectiva.

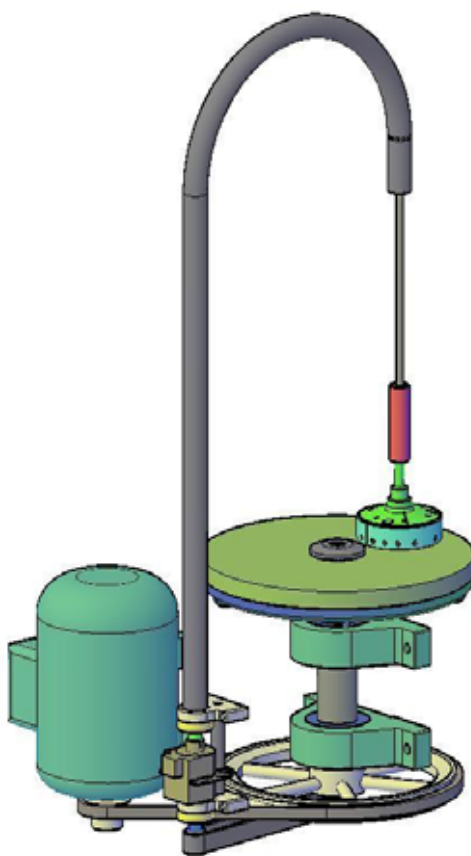


FIGURA 3.12 – Representação gráfica em perspectiva dos elementos mecânicos de transmissão da lapidoretificadora.

O inversor de frequência WEG modelo CFW08 foi empregado para variar a rotação do motor e do corpo-de-prova, os quais rotacionam com a mesma velocidade angular e no mesmo sentido.

Os motores de passo classe NEMA 23 têm ângulo do passo de $1,8^\circ$, enrolamento unipolar, classe de isolamento B, tensão nominal de 3,0 VDC, corrente de 3,0 A/fase e torque estático de 1,47 N.m. Cada motor foi acionado por uma placa controladora HobbyCNC unipolar modelo SMC-U-PRO V4.0 ligada a uma placa de interface optoisolada BUFFER PC V2.0.

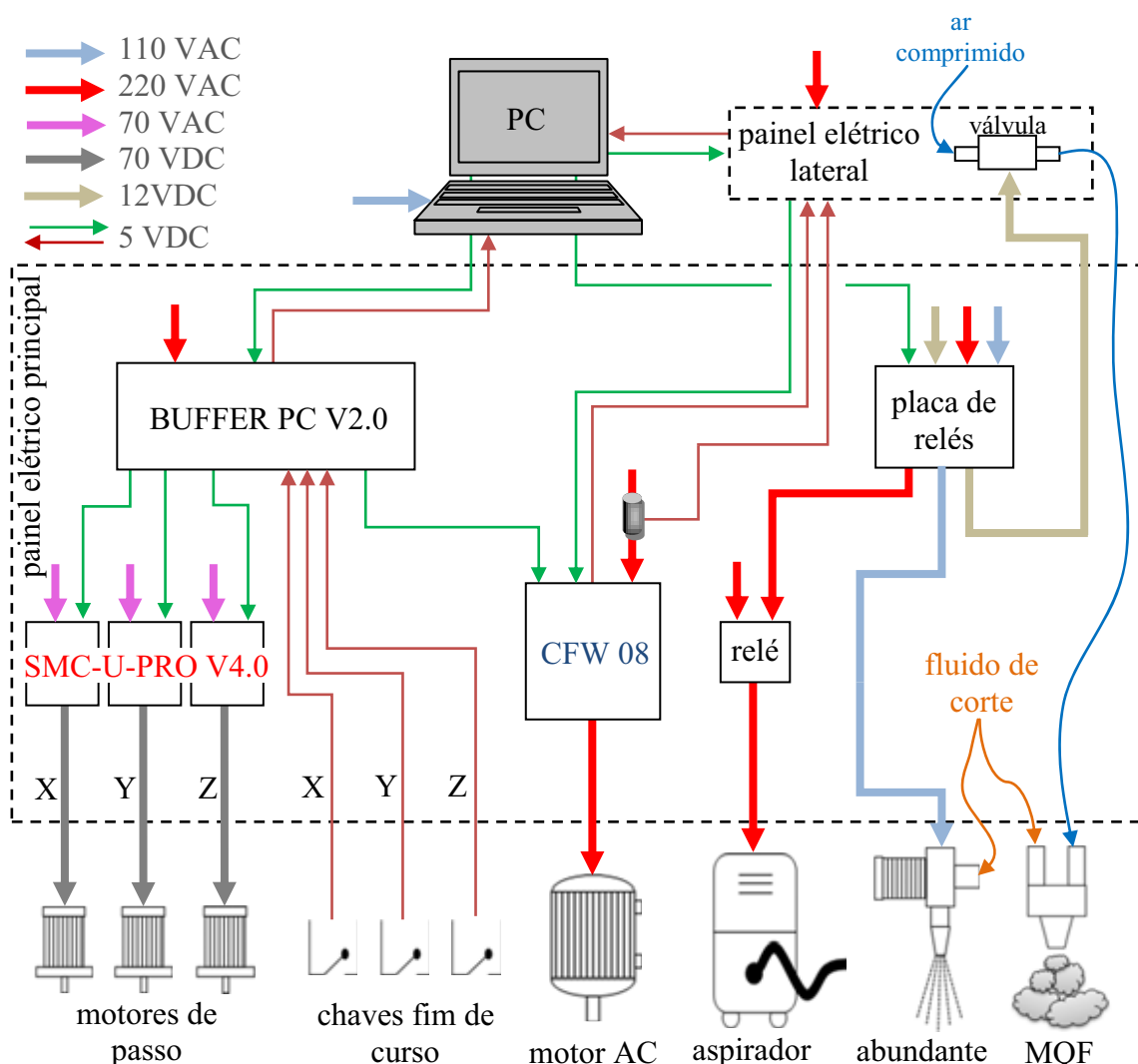


FIGURA 3.13 – Diagrama eletro-eletrônico e pneumático figurativo da lapidoretificadora e principais acessórios.

A Figura 3.13 mostra o diagrama elétrico figurativo das conexões entre os motores de passo, placas controladoras, placa de interface, fonte de alimentação, relés, chaves fim de curso, sistemas de aplicação de fluido de corte, aspirados de partículas e microcomputador. As setas largas representam entradas e saídas de potência e, as setas finas, a comunicação entre os sistemas, levando em consideração a localização dos elementos.

Um aspirador de sólidos (pó) e líquidos Ciclone com dois motores elétricos de indução monofásicos com potência elétrica individual de 1200 W e estrutura de aço inox foi utilizado para limpeza da superfície do rebolo durante as operações de dressagem e lapidoretificação. A Figura 3.14 representa a localização dos bocais de aspiração e aplicação do fluido de corte.

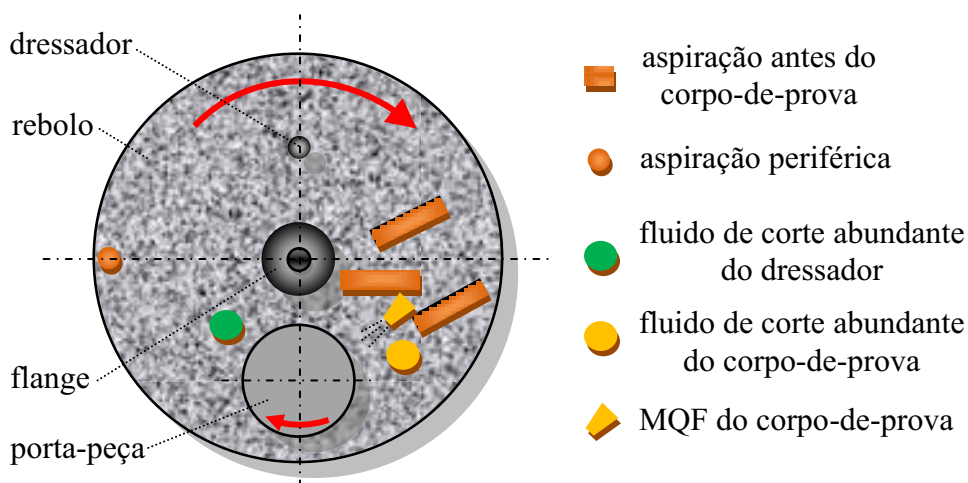


FIGURA 3.14 – Localização dos bocais de aspiração e aplicação do fluido de corte.

Para aplicação do fluido de corte foram empregados os métodos abundante e de mínima quantidade de fluido (MQF).

Para o primeiro método foi escolhida a moto bomba submersa, da marca Salorbetter modelo SB2000 com vazão máxima de $5,42 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ e altura máxima de recalque de 2,1 m. O reservatório plástico de água com volume de $0,068 \text{ m}^3$, contendo um filtro cerâmico de entrada e uma bóia de controle de nível, foi alojado na parte inferior da estrutura da máquina. Durante a dressagem e a usinagem dos corpos-de-prova, a vazão de água foi $8,33 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$.

Um nebulizador, da marca Tapmatic IV, com base magnética, foi o dispositivo de Mínima Quantidade de Fluido (MQF) utilizado, com pressão de alimentação do ar comprimido variando entre 650 kPa e 700 kPa e vazão média dos fluidos de $2,78 \times 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s}$.

Os fluidos empregados no método MQF foram água filtrada, emulsão e óleo. A emulsão foi preparada na proporção de quarenta partes de água filtrada para uma parte de óleo em volume (40:1), sendo escolhido o óleo solúvel semi-sintético Rocol Ultracut 370.

O óleo foi o Accu-Lube LB-2000, produzido com ingredientes de base natural e óleos vegetais, biodegradável, atóxico e seguro para o operador, segundo as características descritas pelo fabricante.

Por questões econômicas e, principalmente ambientais, não foi empregado o método de aplicação abundante com fluidos de corte contendo qualquer tipo de óleo em sua composição, minimizando o volume de material descartado e o potencial de poluição ambiental.

Os cálculos das vazões do fluido de corte aconteceram de duas maneiras distintas. Quando da utilização de água em abundância, foi medida a variação no nível do reservatório em função do tempo. Para a MQF, entretanto, foram medidas as variações das massas dos reservatórios em função do tempo que, posteriormente, foram transformadas em unidade de vazão volumétrica do Sistema Internacional de Unidades.

3.1.7 Controle numérico computacional

Para comandar a máquina foi escolhido o sistema operacional livre Ubuntu 8.04, baseado em Linux, e o programa Enhanced Machine Controller (EMC2) também livre, adaptado. Apresentando quatro componentes principais, o programa EMC2 tem um controlador de movimento, um controlador digital discreto, um executor de tarefas que os coordena e uma interface gráfica. Em adição, existe uma janela chamada *Hardware Abstraction Layer* (HAL) que permite a configuração do EMC2 sem a necessidade de recompilação.

A extremidade esquerda do diagrama da Figura 3.13 mostra o fluxo de informação do microcomputador para os motores de passo. O acionamento dos motores é feito pelo envio de comandos elétricos (pulsos) através da porta paralela do microcomputador, passando pela placa BUFFER PC V2.0 até acionar as três placas SMC-U-PRO V4.0 que, então, acionam os motores de passo.

A operação do EMC2 no modo manual é realizada selecionando-se a aba com o nome “MANUAL” localizada no canto superior esquerdo da Figura 3.15. Nessa opção é possível movimentar os três eixos independentemente. Também é possível optar pelo movimento contínuo ou incremental, este selecionado entre os valores 10,00, 5,00, 1,00, 0,10 e 0,01 mm. A escolha do valor do avanço, em milímetros por minuto, é feita pelas duas barras de rolagens horizontais.

A interface também possibilita ligar e desligar o rebolo (“Spindle on/off”), selecionar a rotação (“Spindle faster” e “Spindle slower”) e o seu sentido (“Spindle Forward” e “Spindle Reverse”). A qualquer sinal de irregularidade no funcionamento da máquina-ferramenta, o botão de parada de emergência (“ESTOP PUSH”) ou o botão abortar (“ABORT”) pode ser pressionado.

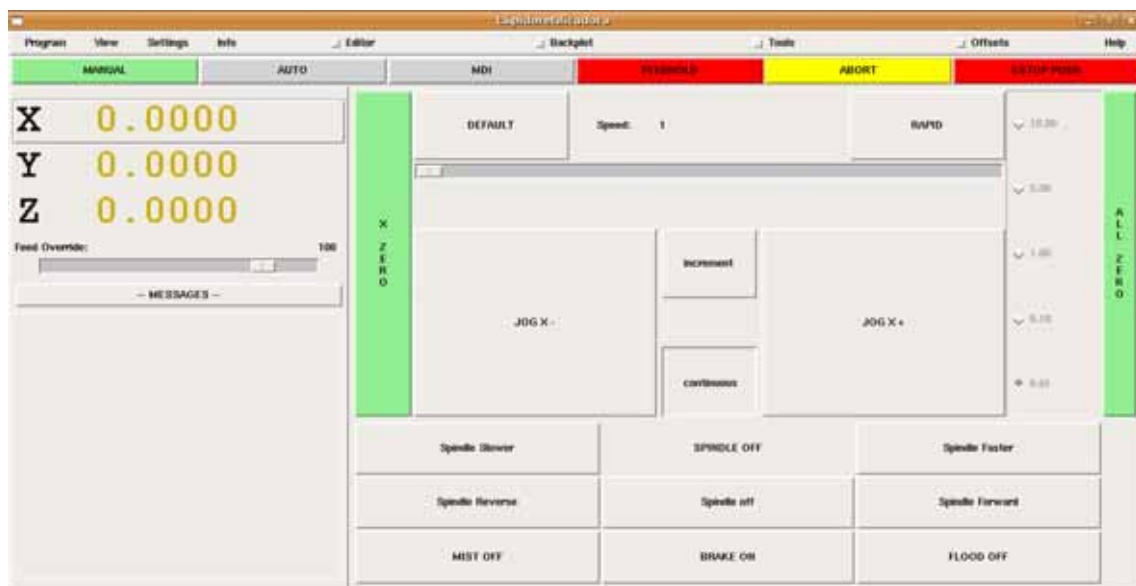
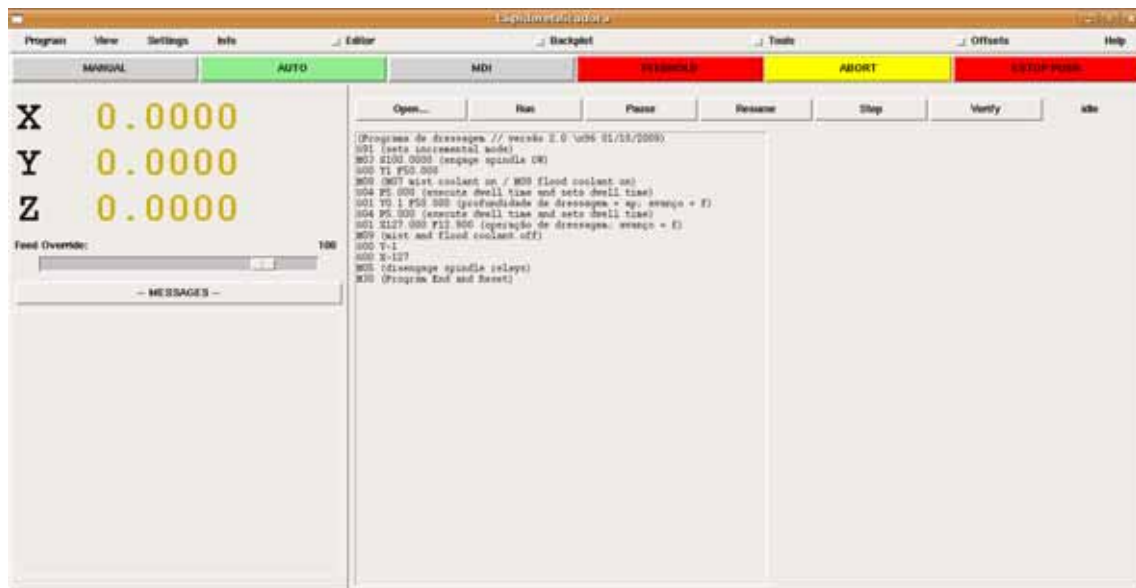


FIGURA 3.15 – Interface gráfica do EMC2 no modo manual.

Quando a aba “AUTO” é selecionada, o programa lê um arquivo padronizado escrito em Código G (ISO). A Figura 3.16 mostra a aba “AUTO” selecionada com o programa de dressagem. Os programas de dressagem e usinagem podem ser encontrados no Anexo 1.



O programa possui muitas outras abas, interfaces gráficas e funções não abordadas por não fazerem parte do escopo principal deste trabalho.

3.2 Montagem da lapidoretificadora

Foram utilizados três tipos de tratamentos superficiais na lapidoretificadora. A estrutura interna foi pintada com tinta a base de esmalte sintético na cor preta fosca e, as chapas externas do enclausuramento, na cor bege.

Os elementos aparentes, sujeitos a choques mecânicos, receberam uma camada espessa de tinta epóxi preta, aplicada eletrostaticamente e curada em forno pela empresa *Maceral*, localizada na cidade de Bauru/SP. Contudo, os conjuntos mecânicos, sujeitos a ajustes de montagem, tiveram suas superfícies oxidadas a frio, apresentando coloração escura levemente mesclada e brilhante.

A Figura 3.17 mostra a armação de suporte apoiada sobre os quatro pés de borracha, a parte intermediária que sustenta os mancais de rolamento do eixo principal e o próprio eixo já unidos entre si.

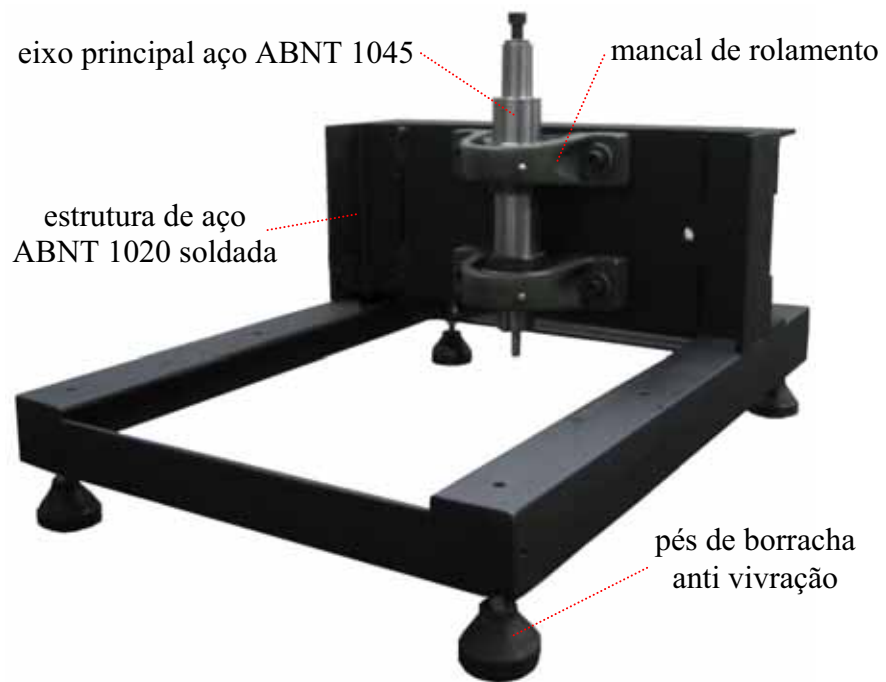


FIGURA 3.17 – Estrutura da lapidoretificadora: 1ª etapa da montagem.

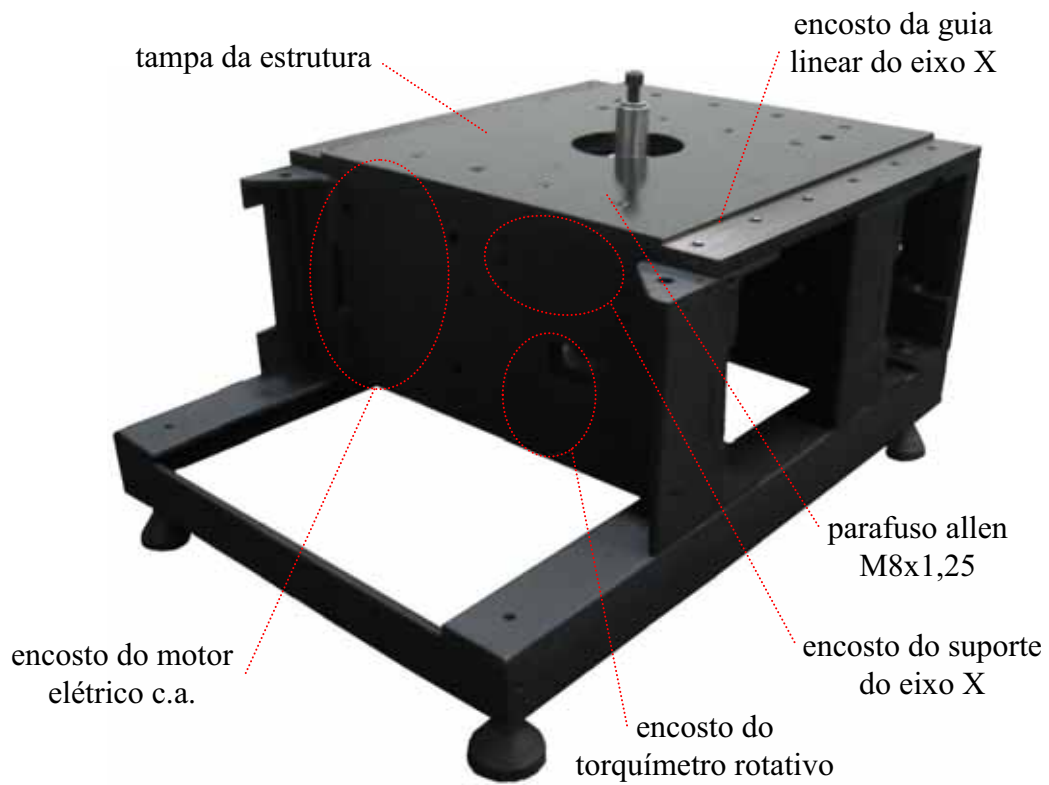


FIGURA 3.18 – Estrutura da lapidoretificadora: 2ª etapa da montagem.

Em seguida, foram adicionadas a tampa e as laterais que completam a estrutura principal, de acordo com a perspectiva da Figura 3.18. Para evitar vazamento de fluido de corte, os parafusos da tampa foram vedados com silicone de cura acética.

A Figura 3.19 ilustra o disco de lapidação conectado ao eixo, as guias lineares fixas na tampa e a travessa principal apoiada sobre os patins que fazem parte do conjunto do eixo X.

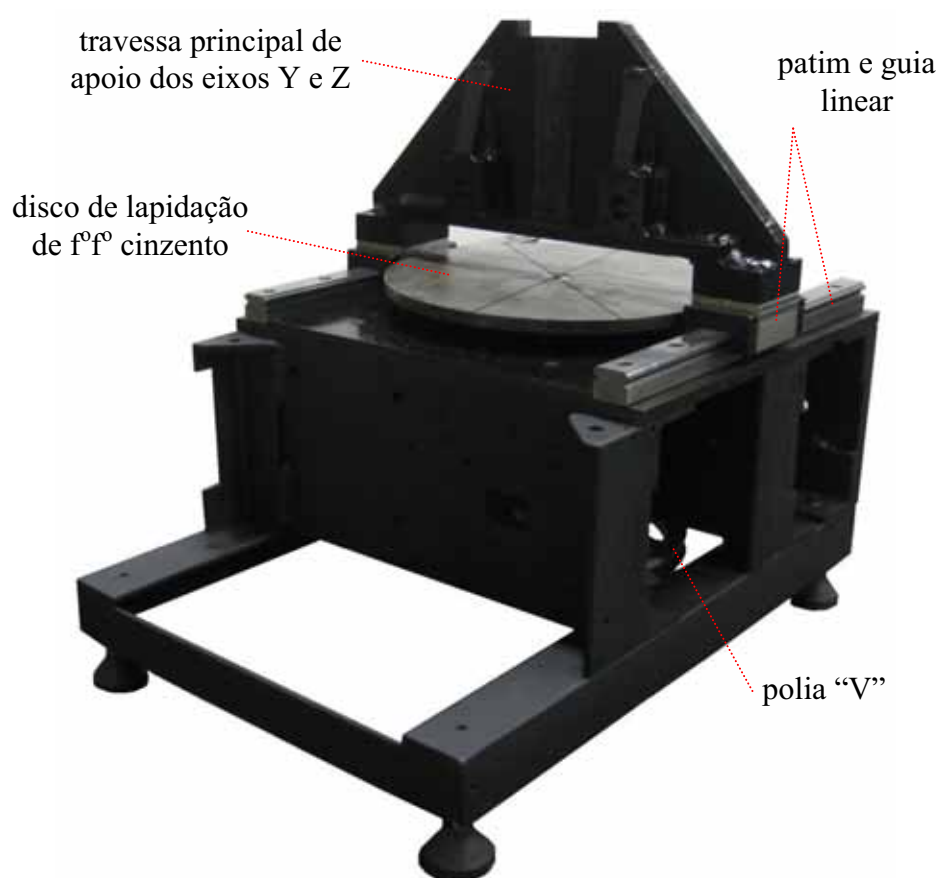


FIGURA 3.19 – Estrutura da lapidoretificadora: 3ª etapa da montagem.

Posteriormente, prosseguindo a montagem das peças apresentadas na Figura 3.3, o fuso de esferas recirculantes e seu mancal de rolamento foram conectados à travessa principal e ao suporte do eixo X, respectivamente, com resultado real indicado na Figura 3.20. O mesmo procedimento descrito para o eixo X foi adotado para montar o eixo Y (Figura 3.4).

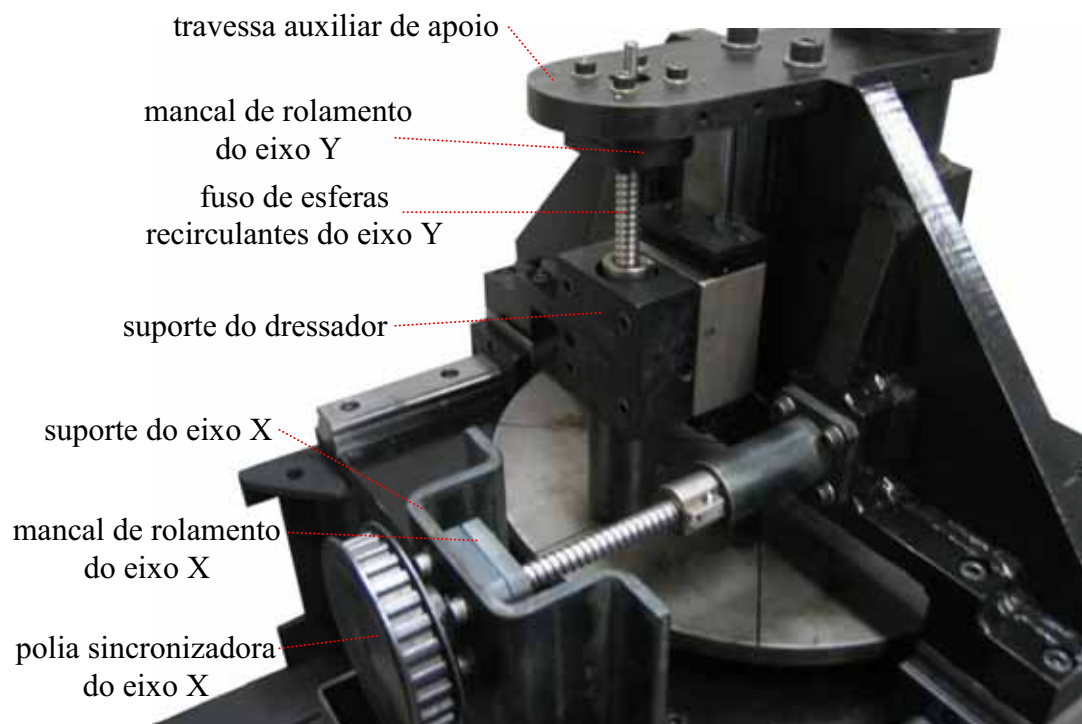


FIGURA 3.20 – Estrutura da lapidoretificadora: 4ª etapa da montagem.

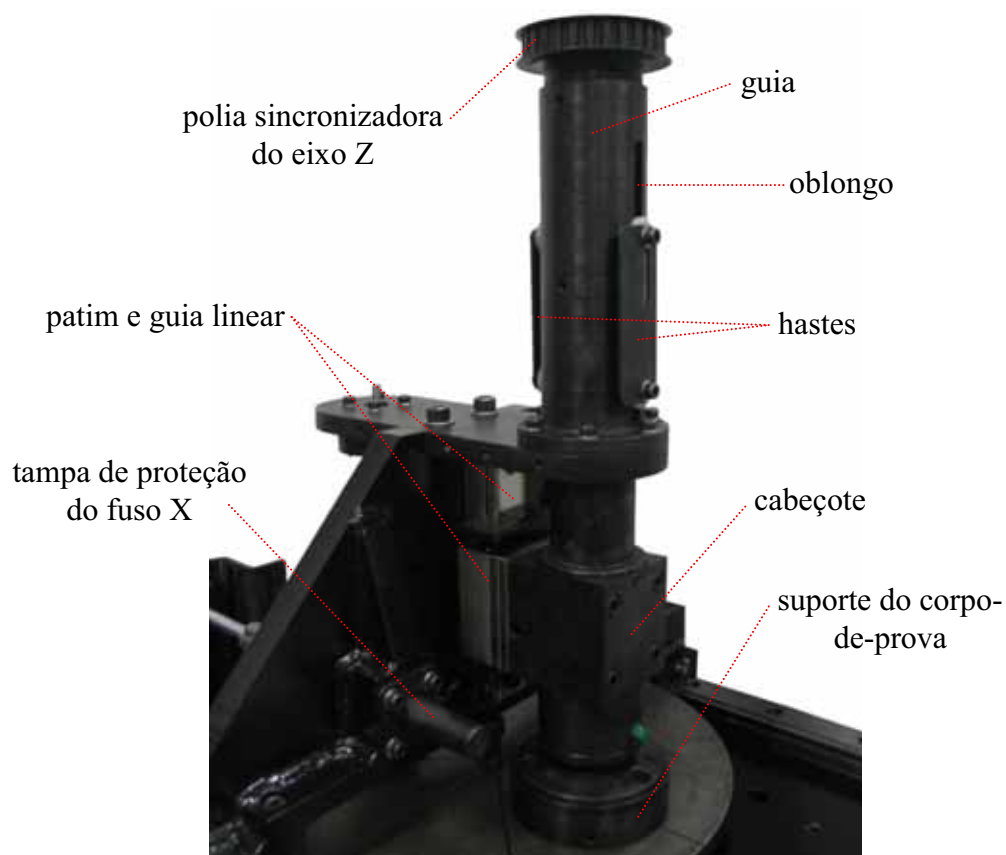


FIGURA 3.21 – Estrutura da lapidoretificadora: 5ª etapa da montagem.

A Figura 3.21 é o resultado da montagem dos elementos mecânicos (Figura 3.5) constituintes do eixo Z.



FIGURA 3.22 – Estrutura da lapidoretificadora: 6ª etapa da montagem.

Após a montagem dos principais itens mecânicos, procedeu-se a fixação dos eletrodutos e dos componentes no painel elétrico principal e lateral, seguindo o diagrama mostrado na Figura 3.13.

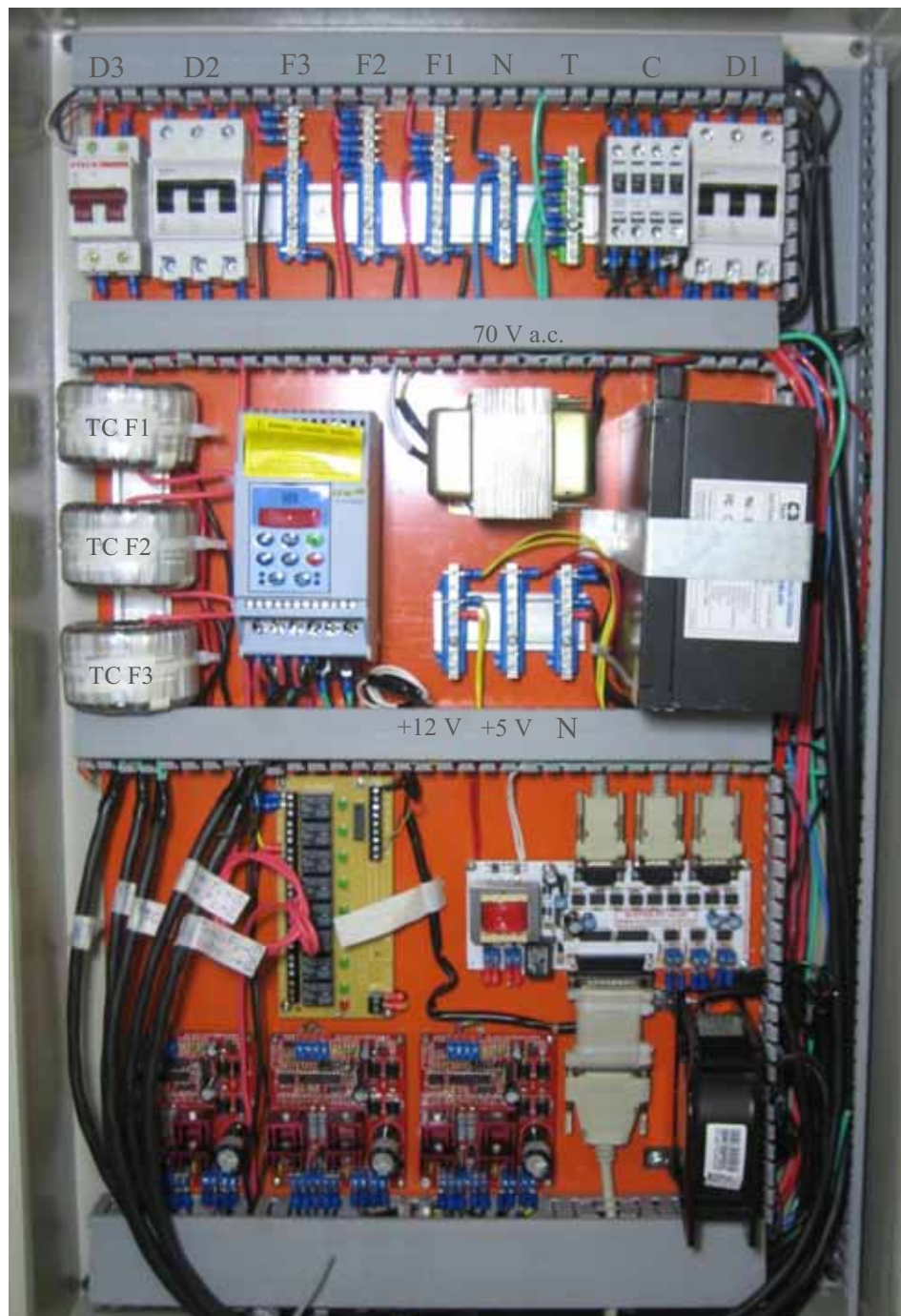


FIGURA 3.23 – Painel elétrico principal.

Podem ser identificadas na Figura 3.23, três regiões separadas por eletrodutos dispostos na horizontal. Na parte superior estão localizados, visto da direita para a esquerda, o disjuntor principal (D1), o contator (C), barra de aterramento (T), barra de neutro (N), as três fases (F1, F2 e F3), o disjuntor do motor elétrico principal (D2) e o disjuntor do conjunto de acionamento dos motores de passo (D3), todos fixados em trilho DIN. Na região intermediária

estão a fonte de tensão de corrente contínua (c.c.), a fonte de c.a., o inversor de frequência e os três transformadores de corrente. Na parte inferior do painel, por sua vez, estão as placas de comando dos três motores de passo, a placa integradora e a placa de relés. Localizado no canto inferior direito, está um ventilador que refrigera as placas controladoras dos motores de passo e, atrás do painel, na parte superior, foi colocado outro ventilador para remover o ar quente ascendente.

No painel elétrico lateral, foram fixados a botoeira liga/desliga, a luz de indicação do estado da máquina-ferramenta, o botão de parada de emergência, o multimetror trifásico de grandezas elétricas (medidor de potência), o painel de controle remoto do inversor de frequência, um potenciômetro para controle da rotação do rebolo, manômetro e regulador de pressão do ar comprimido. A Figura 3.24 mostra o interior do painel elétrico lateral.



FIGURA 3.24 – Painel elétrico lateral.

Todos os cabos de transmissão de dados são blindados e têm a malha externa aterrada em uma das extremidades. Para evitar interferência, foram dispostos fora dos eletrodutos, exatamente como pode ser visto no canto inferior esquerdo da Figura 3.23.

O resultado parcial da montagem da lapidoretificadora está indicado na Figura 3.25. Nessa etapa, o painel elétrico principal e o lateral foram unidos à estrutura, além da proteção com chapas acrílicas com porta bipartida na região frontal e janela de acesso na lateral direita.

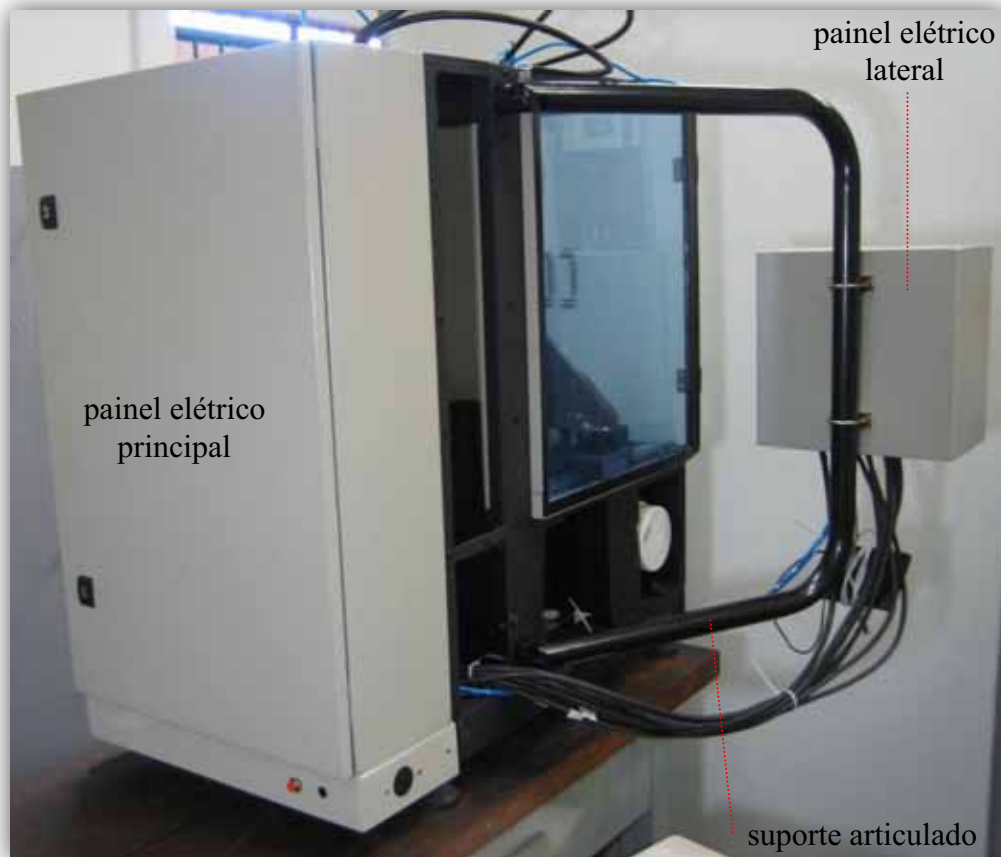


FIGURA 3.25 – Aspecto da lapidoretificadora na fase final de montagem.

As Figuras 3.26 e 3.27 apresentam a máquina pronta, em sua vista frontal e em perspectiva, respectivamente. A lapidoretificadora foi apoiada sobre uma mesa de aço com pés de borracha. Na parte inferior, foi acondicionado o microcomputador e o reservatório de fluido de corte e, disposto na parte traseira da lateral esquerda, o aspirador de partículas.



FIGURA 3.26 – Aspecto final da lapidoretificadora vista de frente.



FIGURA 3.27 – Aspecto final da lapidoretificadora vista em perspectiva.

3.3 Planejamento experimental

Após a etapa de montagem e validação da lapidoretificadora, passou-se para a fase de estudo da influência do grau de recobrimento na dressagem (U_d) e a granulometria do rebolo, definidos como parâmetros variáveis de entrada. Para isso, os outros parâmetros do processo como, por exemplo, a profundidade de dressagem (a_d), o material do corpo-de-prova, tipo e método de aplicação do fluido de corte na dressagem e na lapidoretificação, a pressão de lapidoretificação (P), a geometria do dressador, o rebolo (grão abrasivo e ligante), assim como a rotação da peça e do rebolo foram fixados.

3.3.1 Rebolo

Os rebolos foram especialmente encomendados junto à empresa de ferramentas abrasivas SIVAT. Os três rebolos empregados, de 350 mm de diâmetro e 25 mm de espessura, são constituídos de grãos abrasivos de SiC, aglutinados por ligante resinóide epóxi, prensados a quente, com granulometrias de 300, 600 e 800 mesh cada um.

3.3.2 Dressador

O dressador adotado foi de ponta única de diamante natural da Royal Diamond, mostrado no desenho da Figura 3.28, com diâmetro da haste de 8 mm, comprimento total de 46 mm, comprimento exposto do diamante de 1 mm. O diamante cônico foi lapidado com ângulo de 60° e raio de ponta de 0,5 mm, aproximadamente.

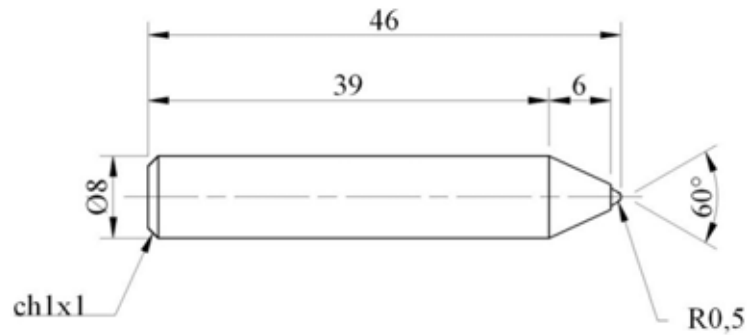


FIGURA 3.28 – Desenho técnico, fora de escala, do dressador de ponta única de diamante natural fornecido pela empresa Royal Diamond.

Os raios de ponta reais dos 10 dressadores utilizados nos ensaios foram medidos com o auxílio da câmera digital Samtek STK 3520, acoplada ao microscópio óptico Nikon, modelo SMZ800. As imagens foram adquiridas por meio do programa PixelView e mensuradas no programa AutoCad.

Quando gastos, ao invés do raio de ponta para se calcular o b_d , o valor da largura de atuação do dressador (b_d) foi utilizado, conforme mostrado na Figura 3.29.

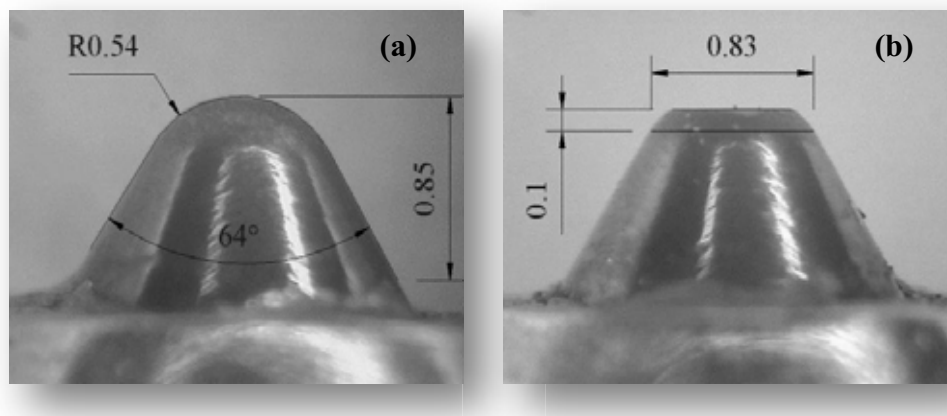


FIGURA 3.29 – Fotografia do dressador novo (a) e gasto após dressagem (b). Ampliação 25x.

3.3.3 Corpo-de-prova

Para os ensaios, especificou-se o aço cromo ABNT 420 (ou AISI 420; SAE 51.420; W.Nr. 1.4021; DIN X20Cr 13), inoxidável martensítico, temperável, magnético e resistente à

oxidação até 630 °C. Em geral, aplicável onde se necessita de resistência mecânica, ductilidade e resistência à corrosão, por exemplo, instrumentos cirúrgicos e dentários, cutelaria, matrizes para plásticos, selos mecânicos e ferramentas manuais.

O material foi fornecido em barra, a qual foi submetida à operação de torneamento para retirada de pequenas amostras cilíndricas com 25,4 mm de diâmetro e 20 mm de altura. Em seguida, os corpos-de-prova foram enviados à empresa Brasimet para tratamento térmico. O processo de têmpera, seguido por revenimento em forno de indução a vácuo, produziu dureza superficial média de 45 HRc em todas as amostras. A composição dos corpos-de-prova pode ser vista na Tabela 3.1.

TABELA 3.1 – Composição química (% em peso) dos corpos-de-prova.

C	Mn	Si	P	S	Cr
0,15	1,00	1,00	0,040	0,030	14,00

Após o tratamento térmico, eles foram submetidos à operação de retificação plana em uma retificadora plana da marca Sulmecânica modelo RAPH-1055, primeiro em regime de desbaste e, depois, em regime de acabamento. Na primeira fase, a velocidade periférica do rebolo foi de 33 m/s, o avanço da mesa de 1,7 m/min e a profundidade de usinagem de 0,03 mm. No segundo, manteve-se a velocidade do rebolo, porém, diminuiu-se o avanço para 1,05 m/min e a profundidade de usinagem para 0,01 mm. Em ambos os regimes foi utilizado emulsão como fluido de corte, com vazão de $2,954 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$.

O rebolo empregado foi do tipo superabrasivo de CBN, fornecido pela empresa Nikkon com diâmetro externo de 350 mm, 20 mm de largura, 5 mm de espessura de material e 127 mm de diâmetro interno. O ligante é do tipo vitrificado e a granulometria dos grãos está entre 100 e 120 mesh. Após o processo de retificação, os corpos-de-prova apresentaram medida final próximo a 19,7 mm de altura.

3.3.4 Rugosidade e planicidade

A rugosidade superficial (R_a , R_z e R_t) foi adquirida por meio do perfilômetro de contato da marca Taylor Hobson, modelo Form Talysurf Intra i60, com raio de ponta do apalpador de $0,2\ \mu\text{m}$ e programas computacionais Taylor Hobson μltra e Talymap Gold. Os parâmetros adotados foram *cutoff* e comprimento da amostra de rugosidade (l_r) de $0,25\ \text{mm}$, comprimento de amostragem (L_c) de $1,25\ \text{mm}$ e filtro do tipo Gausiano, para separar rugosidade, ondulação e erro de forma.

Todas as superfícies foram medidas três vezes e, então, calculado o valor médio da rugosidade. Quando a superfície do corpo-de-prova apresentou riscos visíveis, a rugosidade foi tomada perpendicularmente a eles.

O mesmo equipamento, perfilômetro, foi usado para determinação da planicidade dos corpos-de-prova, que foram mapeados numa área de $12 \times 12\ \text{mm}$, conforme é ilustrado na Figura 3.30.

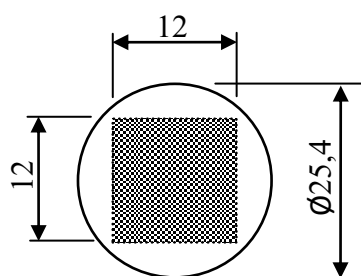


FIGURA 3.30 – Área de avaliação da planicidade dos corpos-de-prova de $25,4\ \text{mm}$ de diâmetro.

3.3.5 Remoção de material do corpo-de-prova

Os corpos-de-prova foram imersos em solvente e levemente esfregados com um pincel, dentro de um recipiente. Em seguida, foram submetidos a fluxo de ar comprimido para secagem e retirada de partículas contaminantes. Após a etapa de limpeza, o valor da massa foi medido com ajuda de uma balança analítica da marca Marte, modelo BL320H, com capacidade máxima de $320\ \text{g}$, mínima de $0,02\ \text{g}$, 3 casas após a vírgula e, conforme aferição realizada pelo INMETRO na faixa de $100\ \text{g}$, a balança apresenta incerteza de $0,003\ \text{g}$.

3.3.6 Microdureza

O microdurômetro, da marca Wilson Instruments, com indentador de diamante piramidal foi empregado com 1 kg de carga, durante 10 s. Foram tomadas 20 medidas na direção radial da amostra, divididas em duas colunas com espaçamento $e = 0,5$ mm e distância radial de 0,05 mm. A Figura 3.31 representa o ensaio em questão.

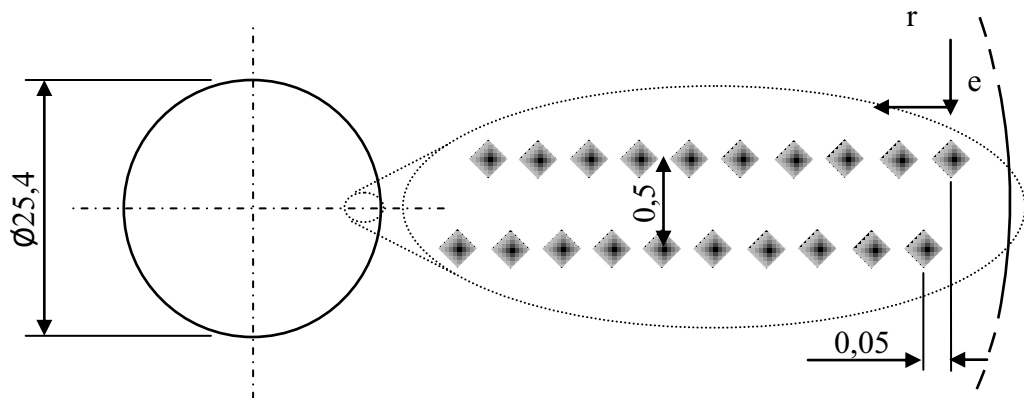


FIGURA 3.31 – Parâmetros do ensaio de microdureza (1 kg, 10 s).

3.3.7 Molde do rebolo

Após a operação de lapidoretificação, foi tirado um molde do rebolo ao final dos ensaios de 11 a 19. A massa plástica utilizada para confecção dos modelos foi de resina poliéster branca da marca Iberê. Os modelos foram tirados de dois locais distintos, de um trecho desgastado do rebolo e, de outro ainda com as características originais da dressagem.

3.3.8 Fotografia

Imagens dos corpos-de-prova, rebolos e moldes foram tiradas com auxílio de uma máquina fotográfica digital Canon, modelo SD400, e dois microscópios ópticos estereoscópicos, sendo um da marca Nikon, modelo SMZ 800, e o outro da marca Carl Zeiss, modelo Citoval 2, ambos conectados a uma câmera digital Samtek STK 3520.

3.4 Ensaios

Os ensaios foram divididos em três etapas e são mostrados na Tabela 3.2. Esta tabela separa os parâmetros de entrada e de saída dos processos de dressagem e lapidoretificação. Os ensaios foram numerados de 1 a 28 e os dressadores utilizados de 0 a 9.

Primeiramente, nos ensaios de 1 a 10, escolheram-se os valores da profundidade de dressagem, pressão de usinagem e tipo e método de aplicação do fluido de corte que produzissem os menores valores de rugosidade. Nos ensaios de 1 a 4, estudou-se a profundidade de dressagem ($a_d = 0,05, 0,1, 0,2$ e $0,3$ mm, respectivamente). Nos ensaios 2, 5, 6 e 7, a influência da pressão de usinagem ($P = 150, 200, 250$ e 300 kPa, respectivamente) e, nos ensaios 2, 8, 9 e 10, o tipo de fluido de corte e seu método de aplicação (emulsão + MQF, água + MQF, água + abundante e óleo + MQL, respectivamente).

Em seguida, em posse daqueles parâmetros que produziram o melhor acabamento superficial nos ensaios de 1 a 10, explorou-se a influência do grau de recobrimento ($U_d = 1, 3$ e 5) e da granulometria do rebolo (800, 600 e 300 mesh) no acabamento superficial e na taxa de remoção de material dos corpos-de-prova nos ensaios de 11 a 19.

Por último, nos ensaios de números 20 a 28, estudou-se a potência elétrica consumida pela operação de dressagem e pela lapidoretificação em função dos mesmos parâmetros empregados nos ensaios de 11 a 19.

TABELA 3.2 – Parâmetros dos ensaios.

Ensaio	Dressador	DRESSAGEM										LAPIDORETIFICAÇÃO									
		Parâmetros de entrada							Parâmetros de saída							Parâmetros de entrada					Parâmetros de saída
		Granulometria do rebolo [Mesh]	Ud	ad [mm]	rp [mm]	nr [rpm]	Fluido de corte	Forma de aplicação	bd [mm]	bdr [mm]	Sd [mm]	f [mm/min]	Id [min]	Pressão de corte [kPa]	Fluido de corte	Forma de aplicação	Tu [min]	np=nr [rpm]	Parâmetros de saída		
1	0	800	3	0,050	0,540				0,465	0,310	0,155	15,492	8,262	emulsão	MQF	10		rugosidade			
2				0,100	0,540				0,657	0,438	0,219	21,909	5,842						30		
3				0,200	0,540				0,930	0,620	0,310	30,984	4,131								
4				0,300	0,540				1,138	0,759	0,379	37,947	3,373								
5				-	-				0,830	0,138	0,277	27,667	4,627							10	
6		-	-	0,830	0,138	0,277	27,667	4,627	MQF												
7		-	-	0,830	0,138	0,277	27,667	4,627		abundante											
8		-	-	0,810	0,135	0,270	27,000	4,741			água										
9		-	-	0,810	0,135	0,270	27,000	4,741				óleo									
10		-	-	0,810	0,135	0,270	27,000	4,741	150	emulsão	MQF		10	100	rugosidade, TRM e planicidade						
11	1	800	1	0,510	0,639	0,639	63,875	2,004													
12	2	600		0,490	0,626	0,626	62,610	2,044													
13	3	300		0,480	0,620	0,620	61,968	2,066													
14	4	800		0,490	0,626	0,417	0,209	20,870				6,133									
15	5	600		0,490	0,626	0,417	0,209	20,870				6,133									
16	6	300		0,490	0,626	0,417	0,209	20,870				6,133									
17	7	800		0,100	0,470	0,613	0,368	0,123				12,264				10,437					
18	8	600			0,570	0,675	0,405	0,135				13,506				9,478					
19	9	300			0,460	0,607	0,364	0,121				12,133				10,550					
20	1	800		1	0,502	0,634	0,634	63,372	2,020	20	potência elétrica										
21	2	600	0,458		0,605	0,605	60,531	2,115													
22	3	300	0,523		0,647	0,647	64,684	1,979													
23	4	800	0,523		0,647	0,431	0,216	21,561	5,937												
24	5	600	0,488		0,625	0,417	0,208	20,827	6,146												
25	6	300	0,490		0,626	0,417	0,209	20,870	6,133												
26	7	800	0,478		0,618	0,371	0,124	12,368	10,350												
27	8	600	0,669		0,732	0,439	0,146	14,631	8,748												
28	9	300	0,447		0,598	0,359	0,120	11,960	10,702												

O gráfico da Figura 3.32 expõe o comportamento da rugosidade, ao longo do tempo, sob diferentes profundidades de dressagem, no qual o $a_d = 0,1$ mm foi selecionado para o restante dos ensaios por apresentar o menor valor de rugosidade média aritmética (Ra) com 4,5 minutos de usinagem. Esta profundidade, ao contrário das outras, apresentou um decréscimo do valor Ra praticamente constante no intervalo entre 0,5 e 4,5 minutos. Para todas as profundidades foi possível notar um declínio mais acentuado da rugosidade do início até 1,5 minutos. Em seguida, a exceção do $a_d = 0,1$ mm após 4,5 minutos, as outras condições apresentaram um regime cíclico de aumento e diminuição da rugosidade.

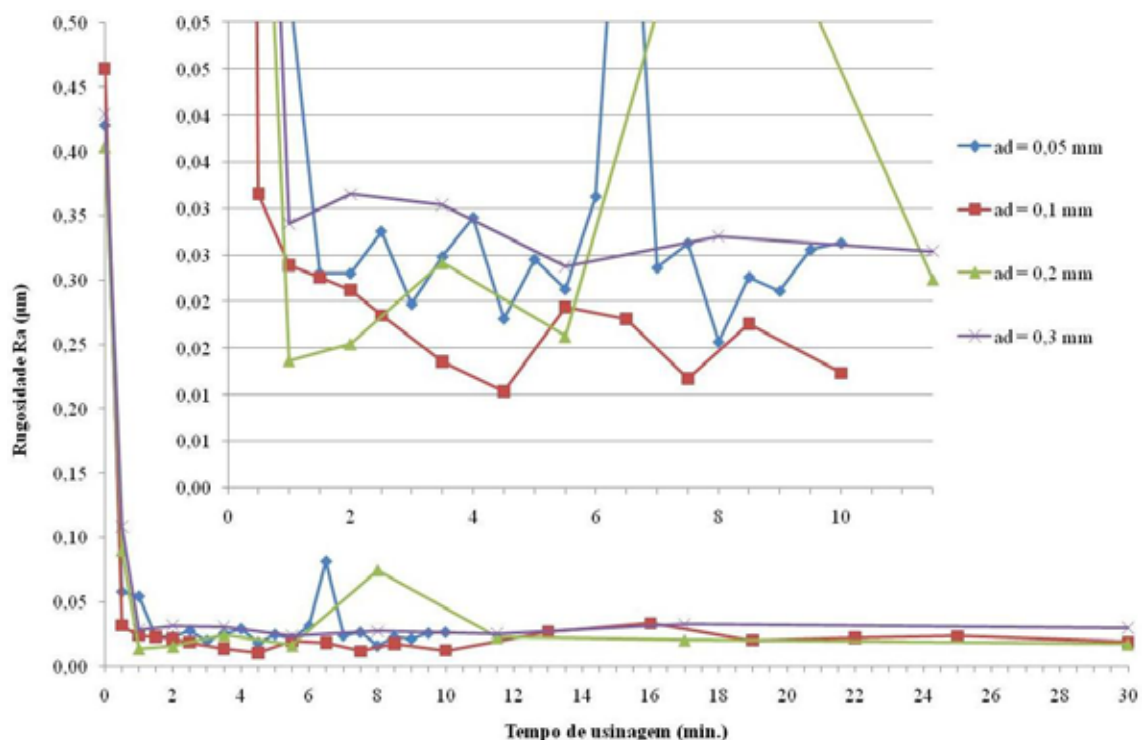


FIGURA 3.32 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes valores de profundidade de dressagem (a_d), granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF.

Para as condições de $a_d = 0,1$, $0,2$ e $0,3$ mm, os ensaios se estenderam por 30 minutos. Analisando esse intervalo notou-se que, após alcançar um ponto de mínima rugosidade, ocorreu uma leve tendência da piora da qualidade superficial após 10 minutos, aproximadamente. Conseqüentemente, julgou-se desnecessário estender a usinagem por um período superior a 10 minutos, sendo esse o tempo adotado para todos os ensaios focados na rugosidade dos corpos-de-prova.

Com relação à seleção da pressão de usinagem, o gráfico apresentado na Figura 3.33 mostra que todas as pressões estudadas produziram redução drástica do parâmetro Ra até 1,5 minutos e continuaram a melhorar o acabamento até 4,5 minutos em média, sendo a $P = 150$ kPa a que forneceu o melhor acabamento. A Figura 3.35 também mostra o comportamento cíclico da rugosidade após 4,5 minutos, aproximadamente.

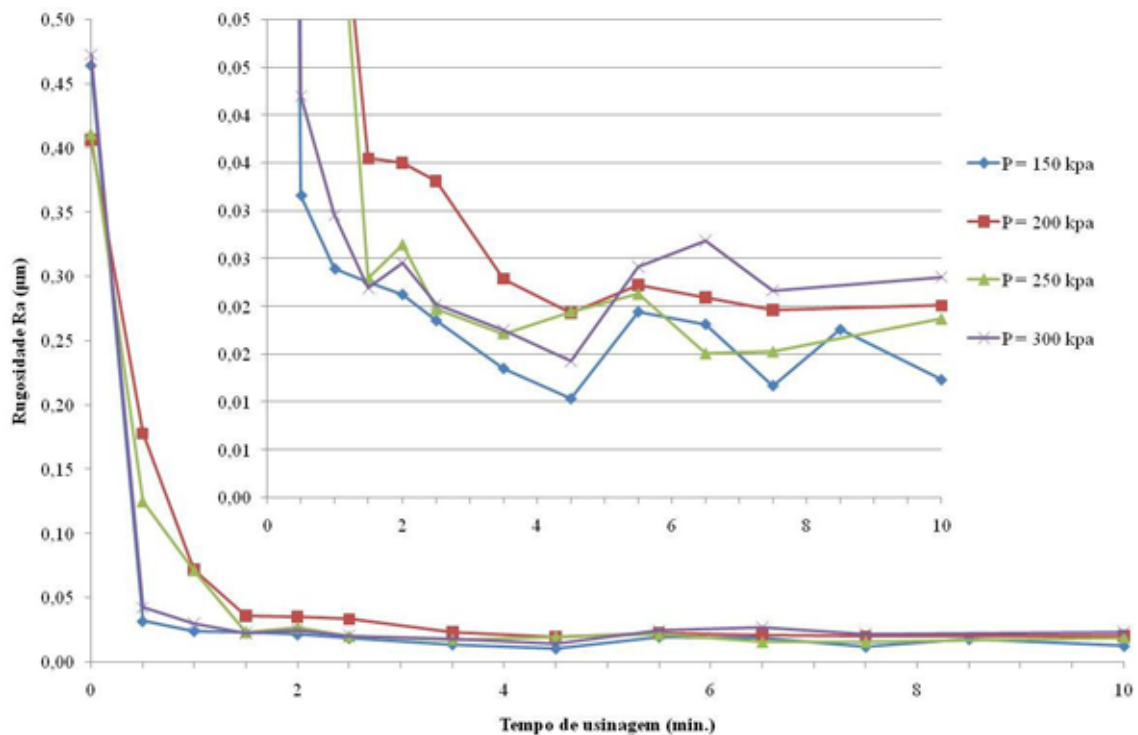


FIGURA 3.33 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes valores de pressão de lapidoretificação (P), granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

A razão pela qual a menor pressão de usinagem (150 kPa) produziu o melhor acabamento pode ser justificada pelo compromisso entre esforços de corte, macroefeito e microefeito do rebolo, associados a uma menor profundidade de corte. Além do que foi exposto, pode-se inferir que a menor pressão de usinagem acarretou menor desprendimento de partículas abrasivas do rebolo, aumentando consideravelmente o número de grãos fixos ativos o que, segundo a literatura, produz melhor acabamento.

Em relação aos tipos de fluido de corte e métodos de aplicação, o gráfico da Figura 3.35 mostra que houve redução acentuada da rugosidade até 0,5 minutos. A partir desse ponto, o comportamento da rugosidade foi divergente para cada uma das condições.

Quanto à definição do fluido refrigerante/lubrificante, o óleo semi-sintético produziu, em média, o pior acabamento, que pode ser justificado pela manutenção dos resíduos do processo na superfície do rebolo devido à maior viscosidade do lubrificante, resultando em um mecanismo de remoção predominantemente por grãos soltos.

A análise visual, durante os ensaios, revelou a formação de uma borra na superfície do rebolo. O corpo-de-prova, conseqüentemente, exibiu um aspecto fosco em decorrência do mecanismo de corte, com $R_a = 33,9$ nm. Por apresentar quantidade superior de partículas soltas, acredita-se que essa é a condição que mais se assemelha à operação de lapidação convencional, principalmente pela contaminação da peça por partículas abrasivas, mostrada na Figura 3.34.



FIGURA 3.34 – Corpo-de-prova após 10 minutos de lapidoretificação ($R_a = 33,9$ nm) com $a_d = 0,1$ mm, $U_d = 3$, granulometria de 800 mesh, $P = 150$ kPa e óleo aplicado com MQF.

Quando água filtrada foi utilizada como fluido de corte, o acabamento melhorou significativamente até 3,5 minutos de usinagem. Por se tratar de um fluido com característica predominante refrigerante e de ação lubrificante deficitária em relação ao óleo semi-sintético, foi plausível que esta condição tenha produzido maiores esforços de usinagem. Dessa forma, ocorreu o desprendimento de um maior número de grãos com a evolução do processo. No caso da refrigeração abundante, a limpeza do rebolo foi facilitada pelo maior volume de água,

com melhor acabamento superficial. Entretanto, o método MQF não foi capaz de remover os detritos do processo ou manter um filme fluídico na interface peça-rebolo, resultando no pior acabamento.

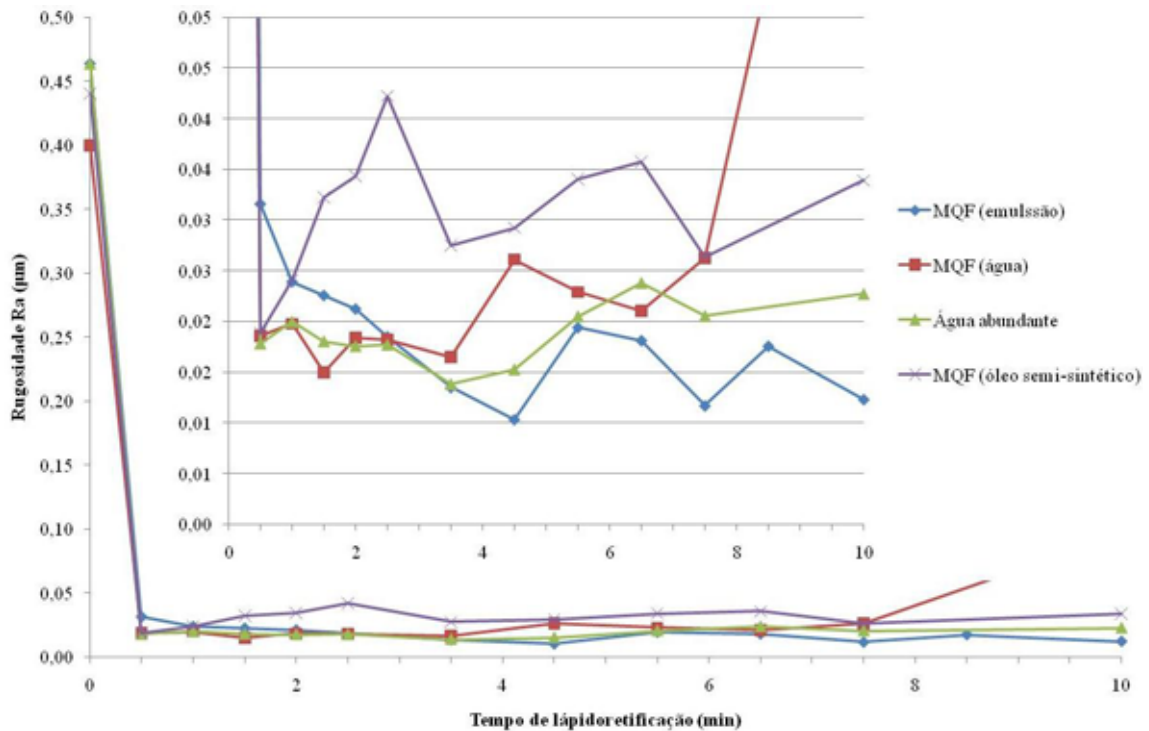


FIGURA 3.35 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes tipos e métodos de aplicação de fluido de corte, granulometria de 800 mesh, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

Quando a emulsão foi aplicada pelo método da mínima quantidade de fluido de corte, obteve-se o menor valor de rugosidade, $Ra = 10,34$ nm. Fato que pode ser justificado pela conjugação das características lubrificante e refrigerante do fluido. Além disso, comparado a retificação, o processo de lapidoretificação emprega velocidades de corte muito menores e, por isso, requer menor energia específica de corte, aquecendo expressivamente menos o corpo-de-prova. A escolha da emulsão associada ao método MQF se mostrou, portanto, muito eficaz na lapidoretificação.

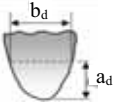
Novamente, a respeito dos procedimentos usados nos ensaios, vale ressaltar que antes de cada ensaio o rebolo foi condicionado pela operação de dressagem. Em função do U_d , a_d , r_p ou b_d foi calculado o valor da velocidade de avanço do dressador (f), em milímetros por

minuto, a fim de produzir o macroefeito desejado na superfície do rebolo. Depois, o valor do avanço (f) e do a_d foram introduzidos no programa de controle da máquina.

O tempo de ensaio foi definido em função da rugosidade, pois enquanto houvesse sua diminuição, a operação deveria continuar. Para proceder tal análise, o processo foi interrompido em intervalos regulares para medição da rugosidade e massa do corpo-de-prova.

O mesmo dressador foi utilizado nos ensaios de 1 a 10, mas de 1 a 4 o dressador não apresentou desgaste significativo e o valor do raio de ponta foi utilizado para calcular matematicamente o valor do b_d . Entretanto, o desgaste da ponta do mesmo fez com que o b_d fosse medido nos ensaios de 5 a 10. Nos ensaios de 11 a 19 foram empregados dressadores novos para cada uma das condições. Estes dressadores foram reutilizados também nos ensaios de 20 a 28. Por fim, a Tabela 3.3 resume os parâmetros de entrada e saída do processo de lapidoretificação estudados no trabalho.

TABELA 3.3 – Parâmetros de entrada e saída do processo de lapidoretificação.

$U_d = 1$  $U_d = 3$  $U_d = 5$  800 mesh  600 mesh  300 mesh 	$a_d = 0,1 \text{ mm}$  ABNT 420 (45 HRC)  emulsão 1:40 (MQF)  $P = 150 \text{ kPa}$  ligante resínóide epóxi prensado a quente  $n_r = n_p = 100 \text{ rpm}$	$R_a, R_z \text{ e } R_t$   planicidade TRM  potência (W)  superfície do rebolo 
variáveis	constantes	
Parâmetros de entrada		Parâmetros de saída

CAPÍTULO 4

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Tomando-se os valores de profundidade de dressagem, pressão de usinagem e tipo/método de fluido aplicado selecionados nos ensaios preliminares, respectivamente $a_d = 0,1$ mm, $P = 150$ kPa e emulsão semi-sintética aplicada com MQF, prosseguiram-se os ensaios para a determinação da influência da variação dos parâmetros planejados, apresentados e discutidos a seguir.

4.1 Influência da granulometria e grau de recobrimento

Os gráficos mostrados nas Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 apresentam os valores das rugosidades (R_a) dos corpos-de-prova, ao longo do tempo, para as granulometrias de 800, 600 e 300 mesh com U_d 's = 1, 3 e 5, respectivamente.

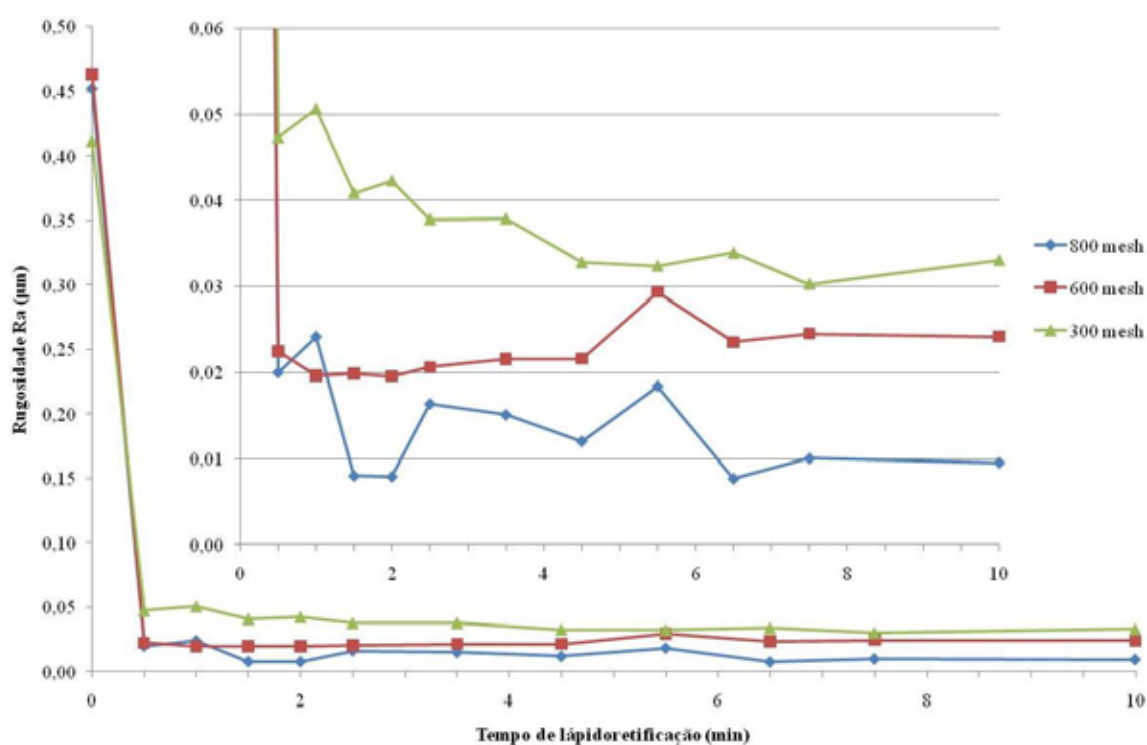


FIGURA 4.1 – Rugosidade (R_a) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 1$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

De maneira geral, verifica-se que quanto menor o tamanho médio dos grãos, melhor o acabamento superficial e, quanto menor o valor do grau de recobrimento, pior o acabamento. Ao final dos 10 minutos de usinagem, foi alcançado o menor valor da rugosidade ($R_a = 1,92$ nm) com o rebolo de 800 mesh dressado com $U_d = 5$. Quando o rebolo de 300 mesh foi submetido à dressagem com $U_d = 1$, obtiveram-se os maiores valores de rugosidade.

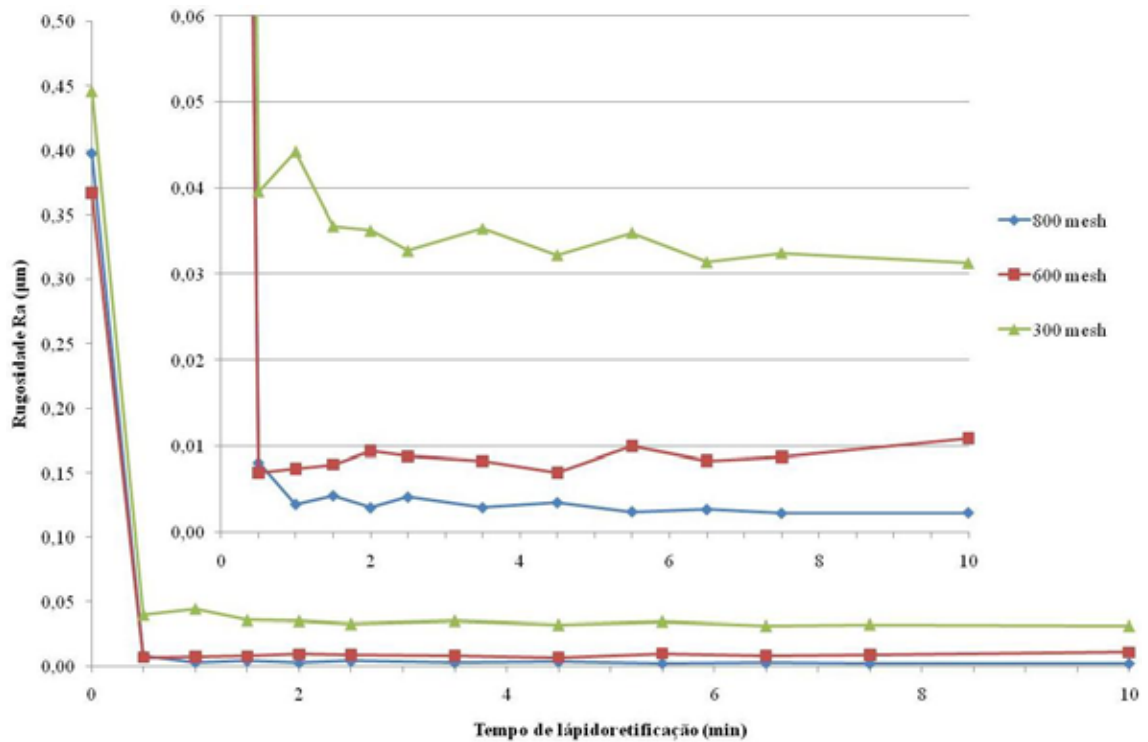


FIGURA 4.2 – Rugosidade (R_a) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

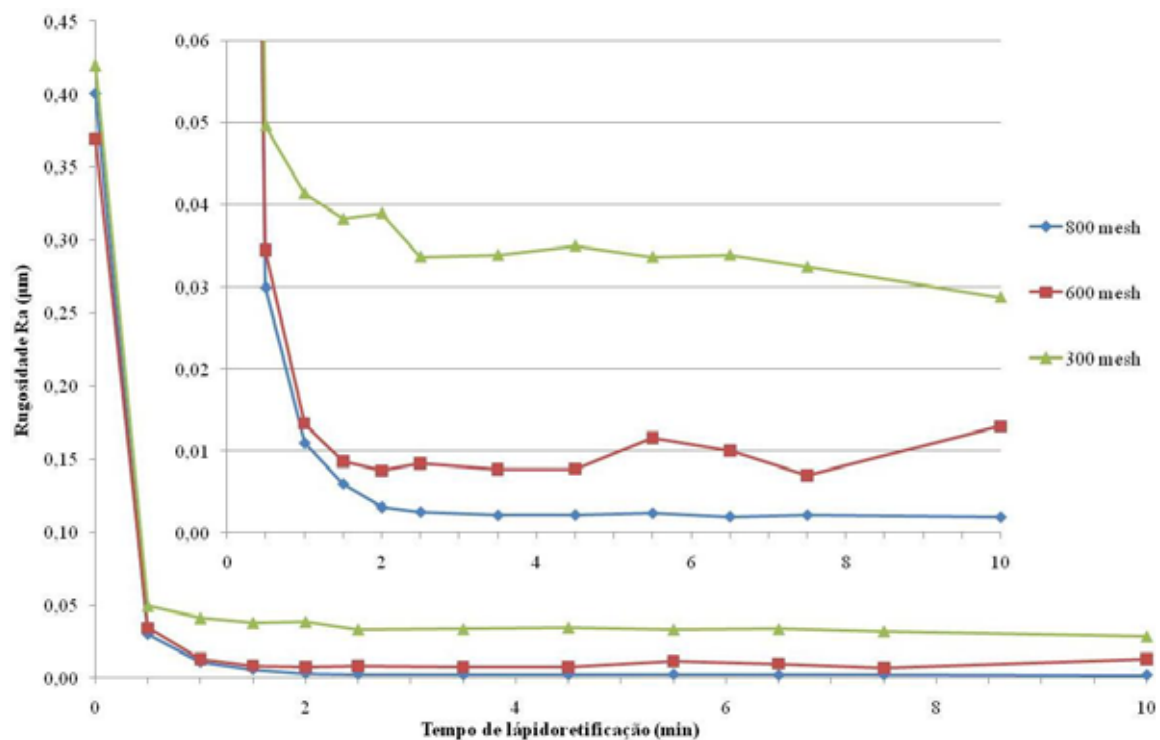


FIGURA 4.3 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

As Figuras 4.4, 4.5 e 4.6 mostram os mesmos valores de rugosidade Ra apresentados nos três gráficos anteriores, entretanto, dispostos em função do grau de recobrimento para granulometrias de 800, 600 e 300 mesh, respectivamente.

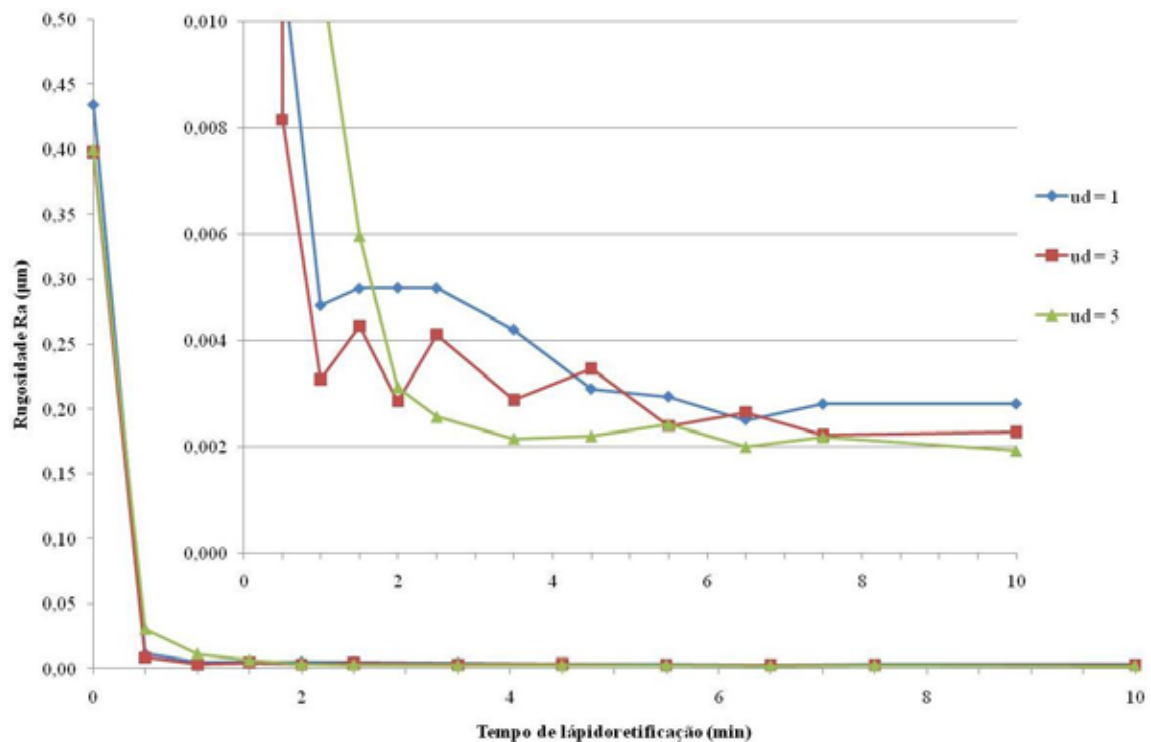


FIGURA 4.4 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 800 mesh, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.

Pode ser inferido, pela observação da Figura 4.4, que o rebolo de 800 mesh produziu melhor acabamento quanto maior foi o valor do U_d , e vice-versa.

Por sua vez, a Figura 4.5 expõe uma queda elevada da rugosidade no primeiro meio minuto e um aumento sutil gradual da rugosidade até o final da usinagem, quando o rebolo de 600 mesh foi empregado, independente do U_d .

Quando o rebolo com o maior tamanho médio de grão (300 mesh) foi usado, houve uma queda abrupta da rugosidade no primeiro meio minuto e uma diminuição gradual lenta da rugosidade até o final da usinagem para os três valores de U_d , situação representada na Figura 4.6.

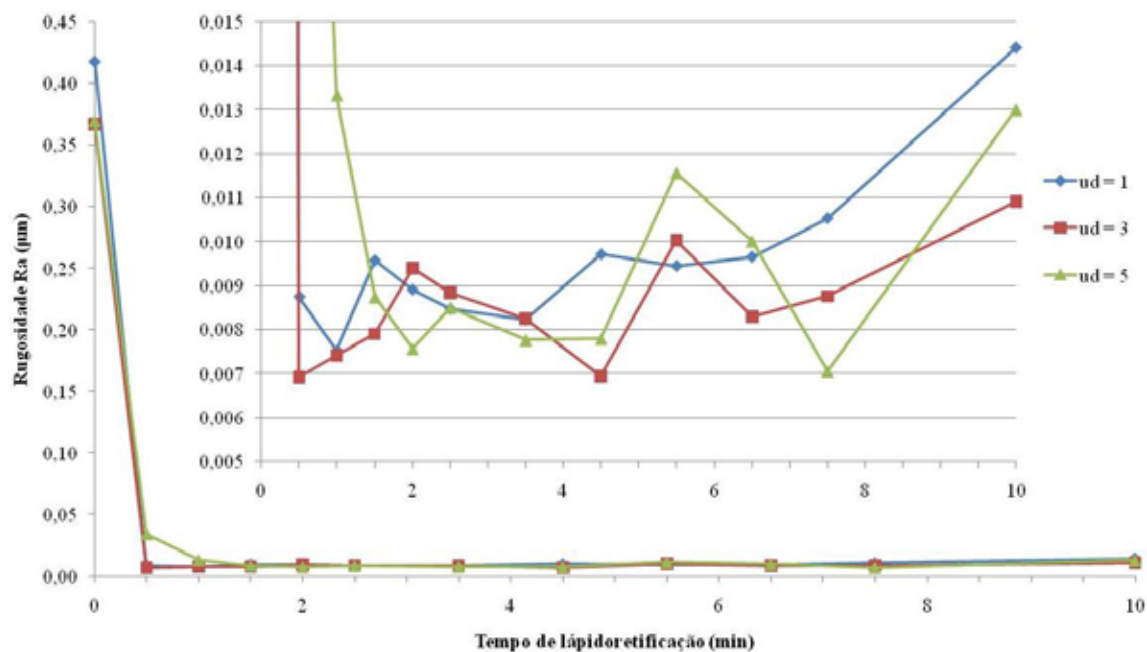


FIGURA 4.5 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 600 mesh, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

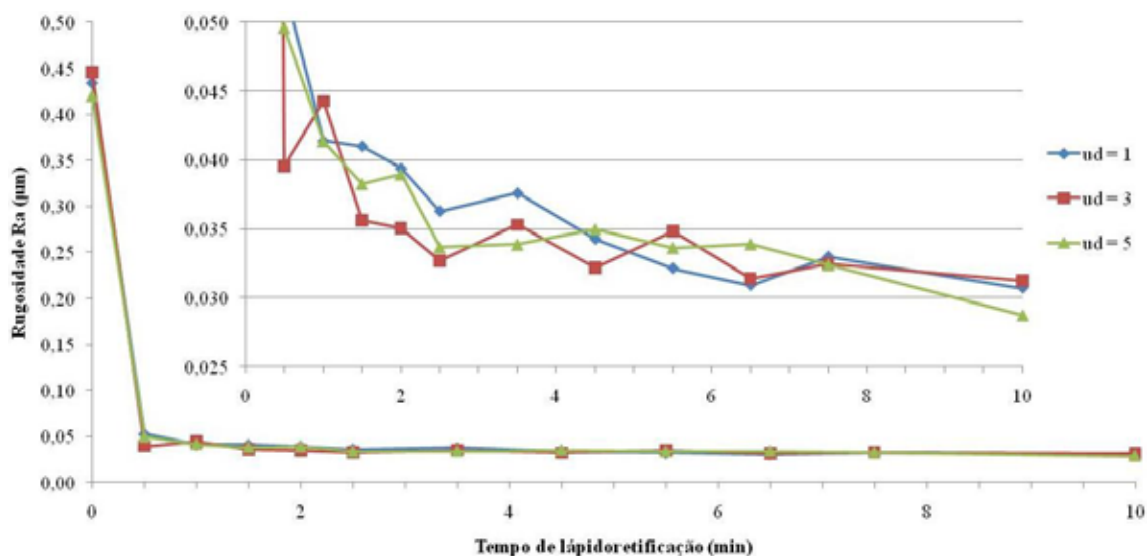


FIGURA 4.6 – Rugosidade (Ra) em função do tempo para diferentes graus de recobrimento, granulometria de 300 mesh, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

Sabendo que o comportamento da rugosidade apresentava tendência de estabilização com o tempo, independentemente do U_d , calculou-se a média aritmética e o desvio padrão dos valores da rugosidade para os parâmetros R_a , R_z e R_t no intervalo entre 2 e 10 minutos de

ensaio, em função do grau de recobrimento, ilustrados nos gráficos das Figuras 4.7, 4.8 e 4.9, respectivamente.

Para o parâmetro Ra, os valores médios ficaram entre 2,3 e 3,5 nm (rebolo de granulometria de 800 mesh), 8,9 e 9,9 nm (rebolo de granulometria de 600 mesh) e 33,2 e 34,3 nm (rebolo de granulometria de 300 mesh), conforme pode-se observar na Figura 4.9.

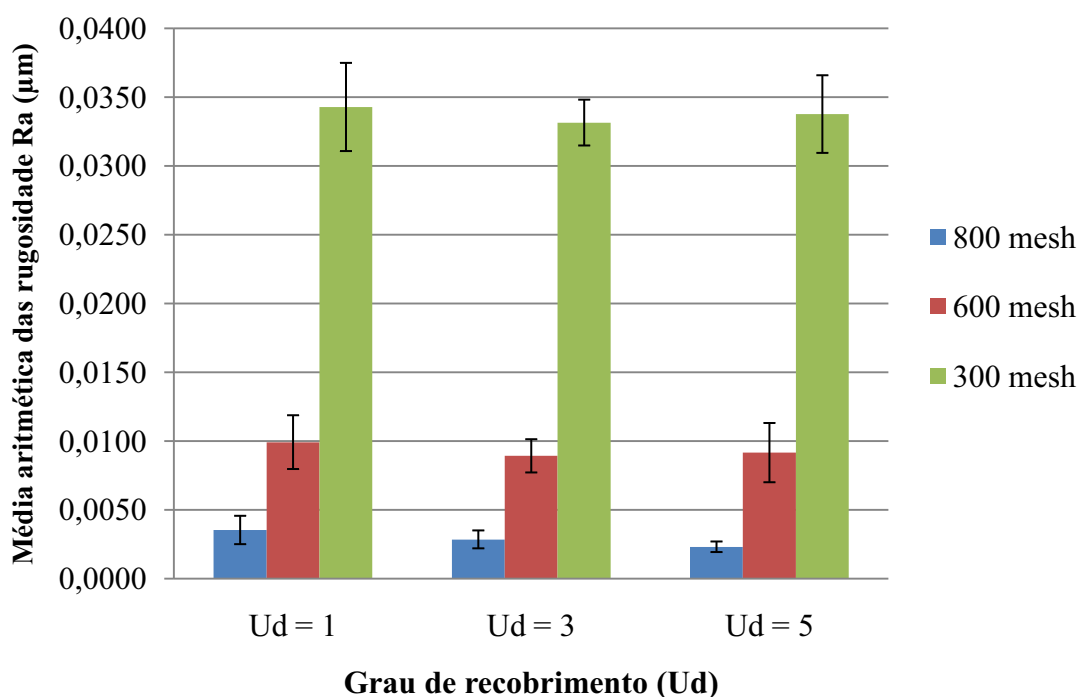


FIGURA 4.7 – Média aritmética da rugosidade Ra entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

Para o parâmetro Rz, os valores médios ficaram entre 33,1 e 45,8 nm (rebolo de granulometria de 800 mesh), 80,2 e 86 nm (rebolo de granulometria de 600 mesh) e 270 e 285 nm (rebolo de granulometria de 300 mesh), segundo a Figura 4.9.

Finalmente, para o parâmetro Rt, os valores médios ficaram entre 76,3 e 143 nm (rebolo de granulometria de 800 mesh), 145 e 159 nm (rebolo de granulometria de 600 mesh) e 438 e 485 nm (rebolo de granulometria de 300 mesh), como demonstrado na Figura 4.9.

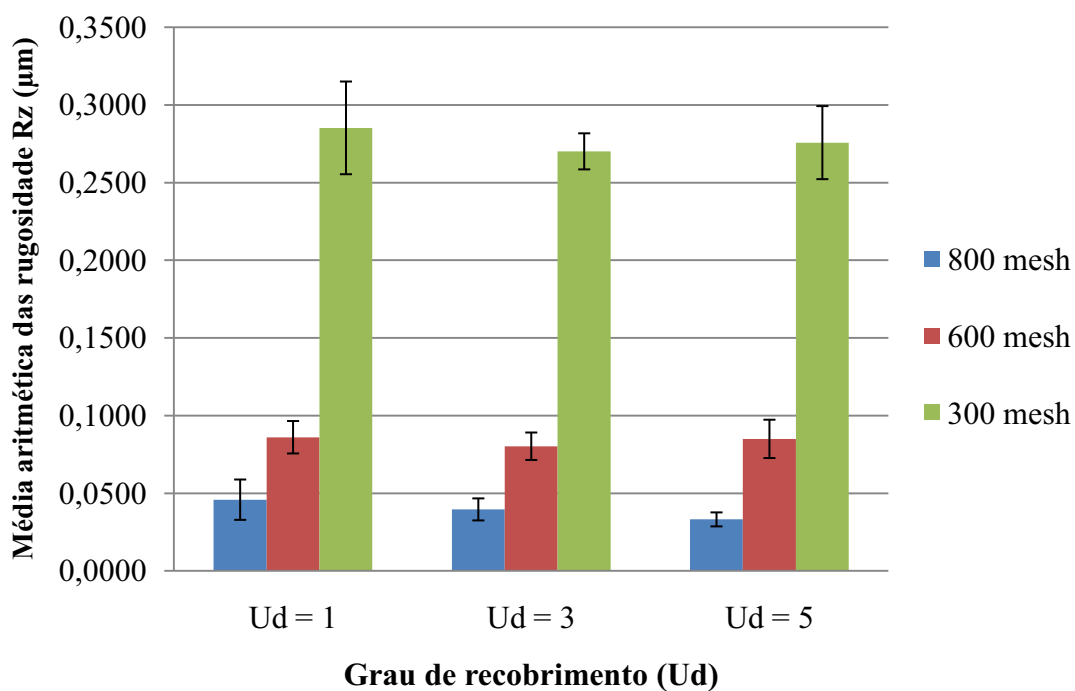


FIGURA 4.8 – Média aritmética da rugosidade Rz entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

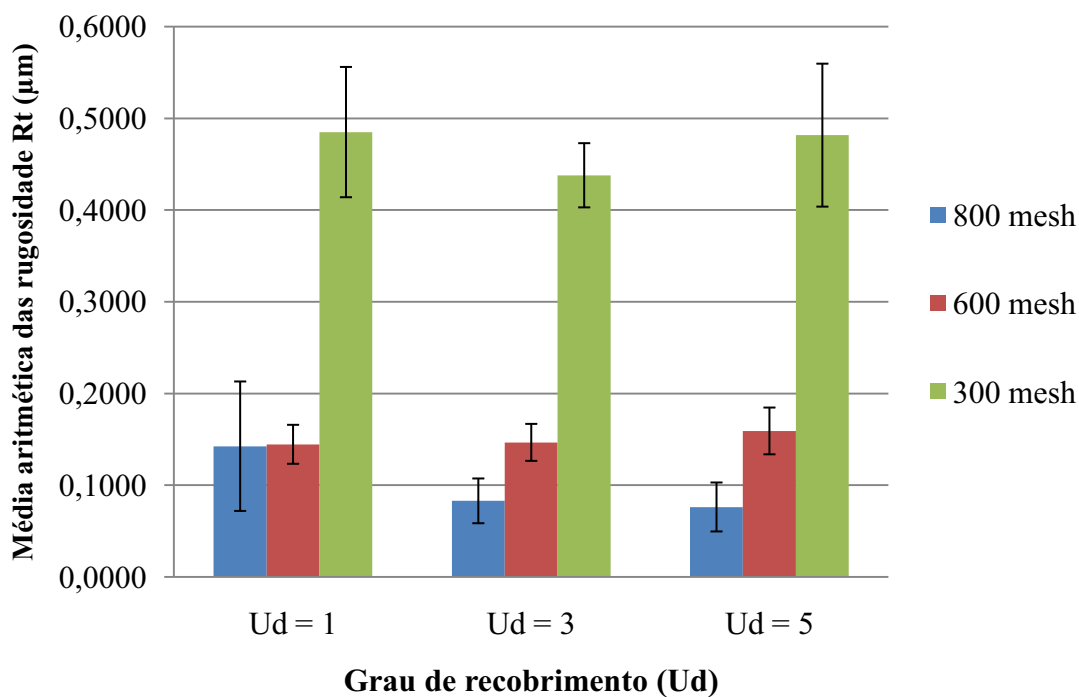


FIGURA 4.9 – Média aritmética da rugosidade Rt entre 2 e 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

Desse modo, sugere-se que, durante esse intervalo, o desgaste do rebolo possa ter exaurido o macroefeito da dressagem, prevalecendo a influência do tamanho médio do grão abrasivo como principal responsável pelo acabamento superficial, fato sustentado pela Figura 4.11 e discutido no próximo item.

4.2 Topografia do rebolo

As Figuras 4.10 e 4.11 apresentam as fotografias das superfícies dos rebolos após a dressagem e ao final dos 10 minutos de ensaio, respectivamente. Os valores de U_d estão dispostos nas linhas e a granulometria nas colunas.

A numeração das imagens respeitou a mesma numeração adotada nos ensaios mostrados na Tabela 3.2, sendo que a letra que sucede o número de cada imagem indica a superfície apenas dressada (D), como se vê na Figura 4.10, e a letra (L) indica o estado do rebolo após a lapidoretificação, como apresentado na Figura 4.11.

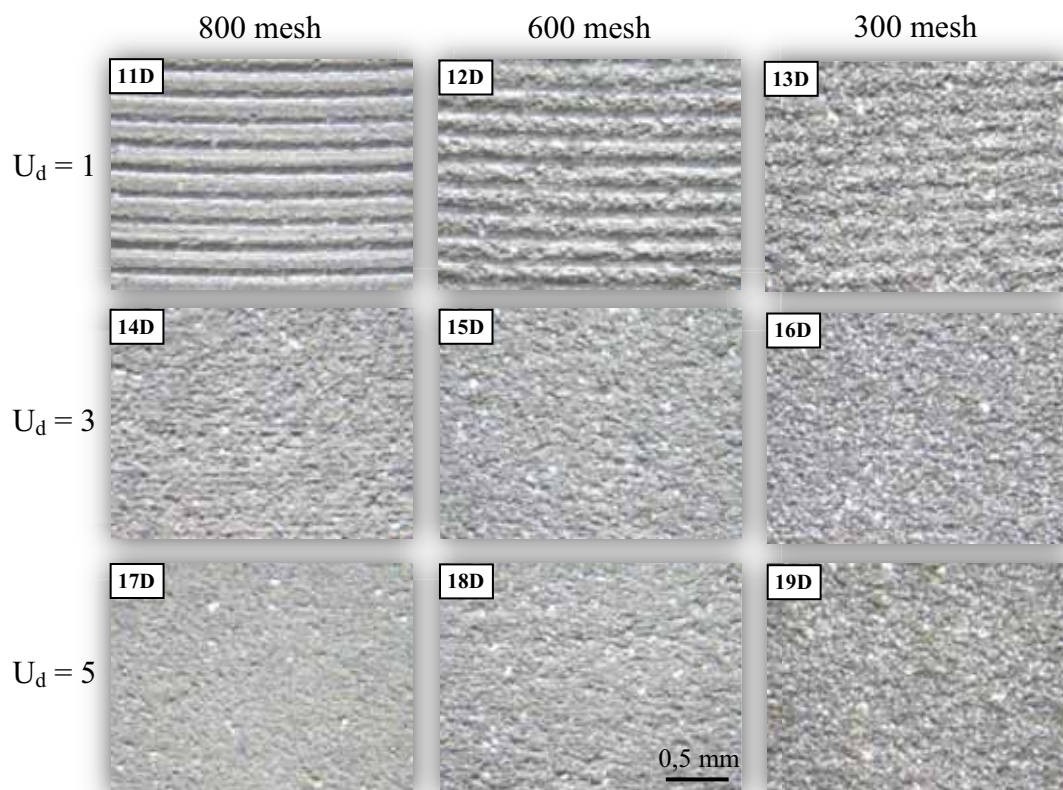


FIGURA 4.10 – Fotografias das diferentes superfícies dos rebolos após a operação de dressagem.

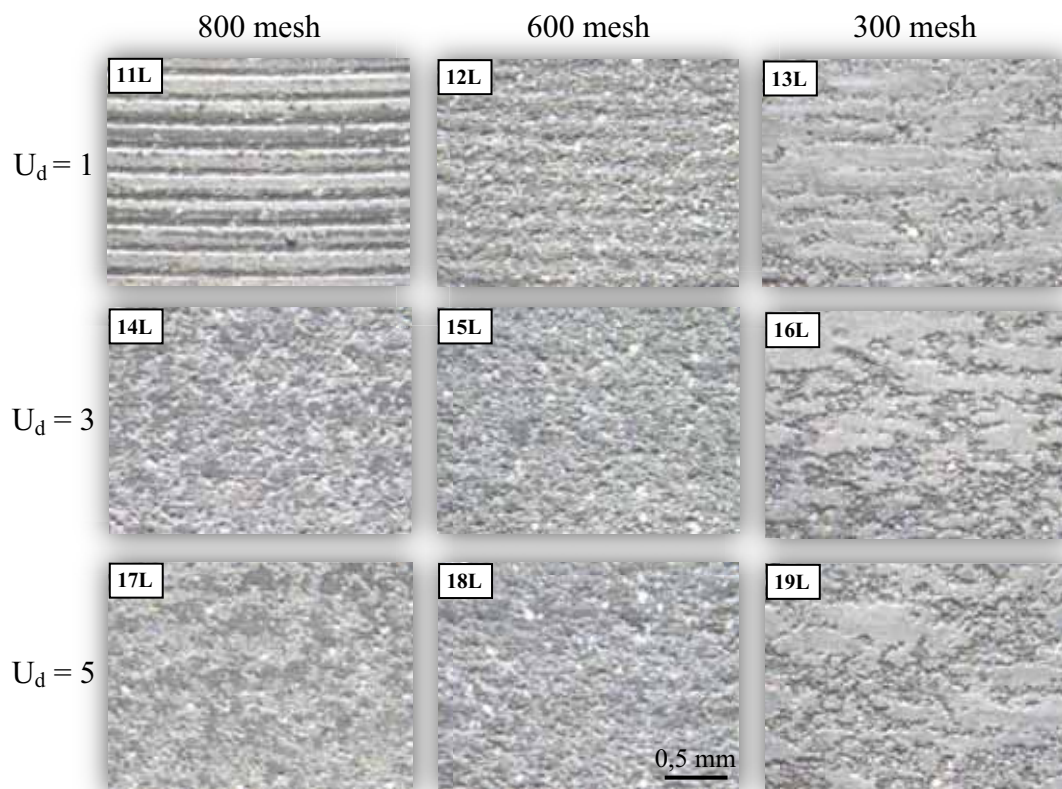


FIGURA 4.11 – Fotografias das diferentes superfícies dos rebolos após a operação de lapidoretificação.

Na Figura 4.12 são mostradas as fotografias dos moldes de massa plástica das superfícies dos rebolos após os 10 minutos de lapidoretificação dos ensaios de 11 a 19. Abaixo da fotografia de cada modelo é mostrada uma imagem ampliada de um trecho do molde, onde houve contato com a peça e desgaste do rebolo.

Como se pode depreender das imagens ampliadas, nas quais se observa a contaminação da massa plástica pelos resíduos deixados após a usinagem, independentemente do valor de U_d , o rebolo de 800 mesh apresentou menor número de grãos soltos, seguido pelo rebolo de 600 e 300 mesh, respectivamente. Portanto, quanto maior o tamanho médio do grão, maior a participação das partículas soltas no mecanismo de remoção de material.

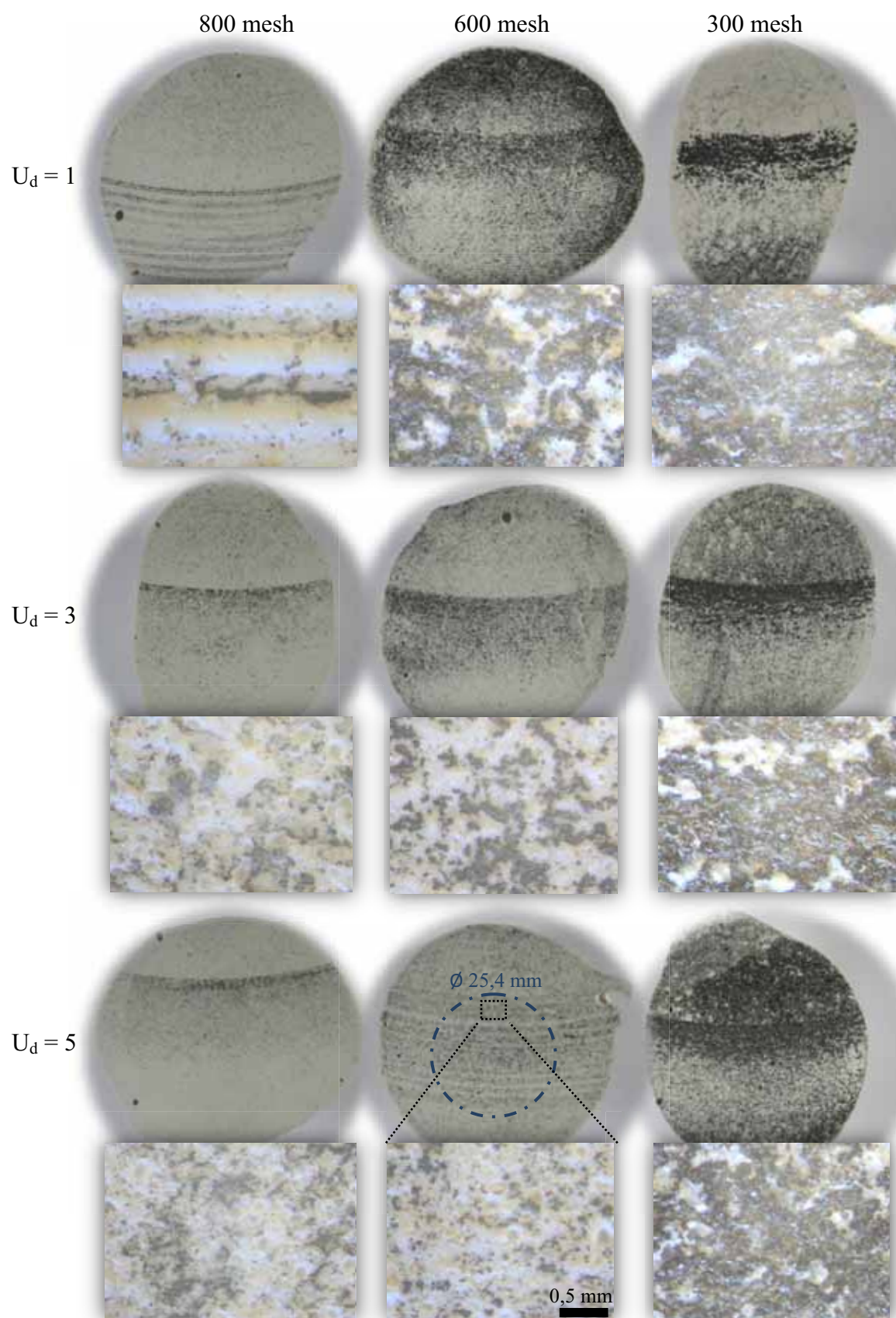


FIGURA 4.12 – Fotografias do molde da superfície do rebolo após 10 minutos de lapidoretificação.

4.3 Planicidade

Os valores do desvio de planicidade, ao final dos 10 minutos de lapidoretificação, são exibidos no gráfico da Figura 4.13. Pela figura 4.11(11L) pode-se notar uma fina faixa de entupimento localizada mais ao centro do rebolo. Diante deste fato, sugere-se que o desgaste tenha comprometido a planicidade do rebolo e do corpo-de-prova. Assim, justifica-se o maior valor do desvio de planicidade igual a 4,4 μm (Figura 4.13) com a utilização do rebolo de 800 mesh dressado com $U_d = 1$.

A superfície do rebolo de 300 mesh para $U_d = 1$ e 3, embora bem carregada de detritos do processo, conforme se observa na Figura 5.11(13L e 16L, respectivamente), deve ter apresentado boa planicidade e protrusão de grãos abrasivos produzindo, assim, os menores valores do desvio de planicidade dos corpos-de-prova (1,15 μm para $U_d = 3$; 1,19 μm para $U_d = 1$ e rebolo de 300 mesh). Os valores do desvio de planicidade provindos da utilização do rebolo de 600 mesh foram sempre menores que os do rebolo de 800 mesh, independentemente do grau de recobrimento. Estando as superfícies dos rebolos de 600 mesh menos carregadas que as dos rebolos de 800 mesh é plausível que o rebolo de maior tamanho médio de grãos tenha fornecido superfícies mais planas.

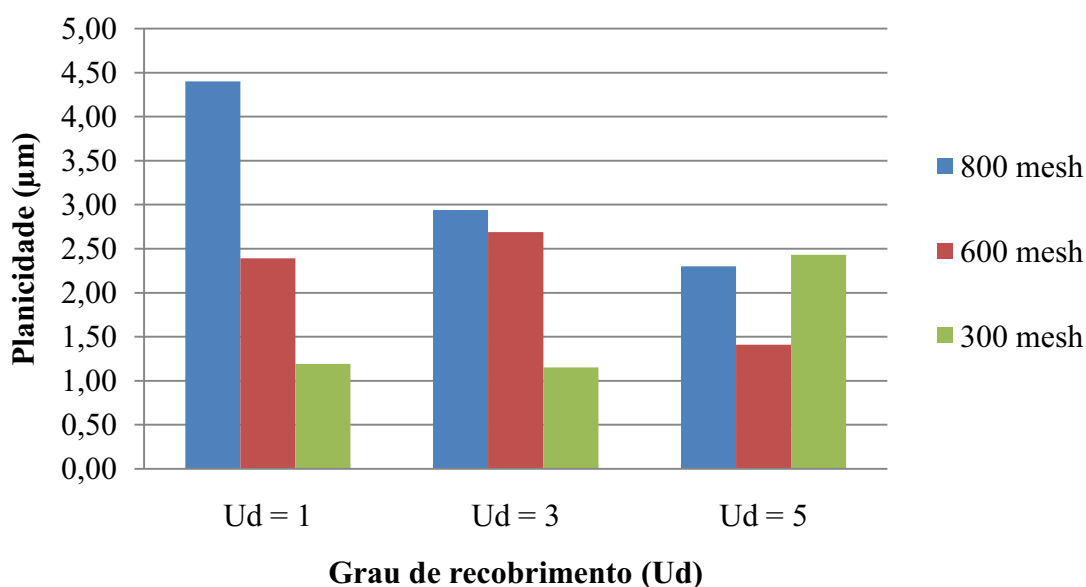


FIGURA 4.13 – Planicidade após 10 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

Parte do mecanismo responsável pela transmissão de potência do eixo do rebolo para o porta-peças foi feito com um eixo flexível (Figuras 3.7, 3.9 e 3.12). Notou-se que, durante a lapidoretificação, o referido eixo não apresentou rigidez dinâmica torcional satisfatória para movimentar a peça com velocidade angular constante igual a do rebolo. Por isso, a variação da velocidade angular deve ter feito com que os corpos-de-prova sofressem desgastes localizados na região mais próxima ao centro do rebolo, como decorrência da maior velocidade relativa. O resultado desse movimento inadequado, que variou bastante dentre as condições de usinagem, foi a produção de um perfil levemente convexo dos corpos-de-prova, conforme pode ser visto na imagem da Figura 4.14, com planicidade de 2,39 μm medido numa área de 12 x 12 mm sobre os corpos-de-prova.

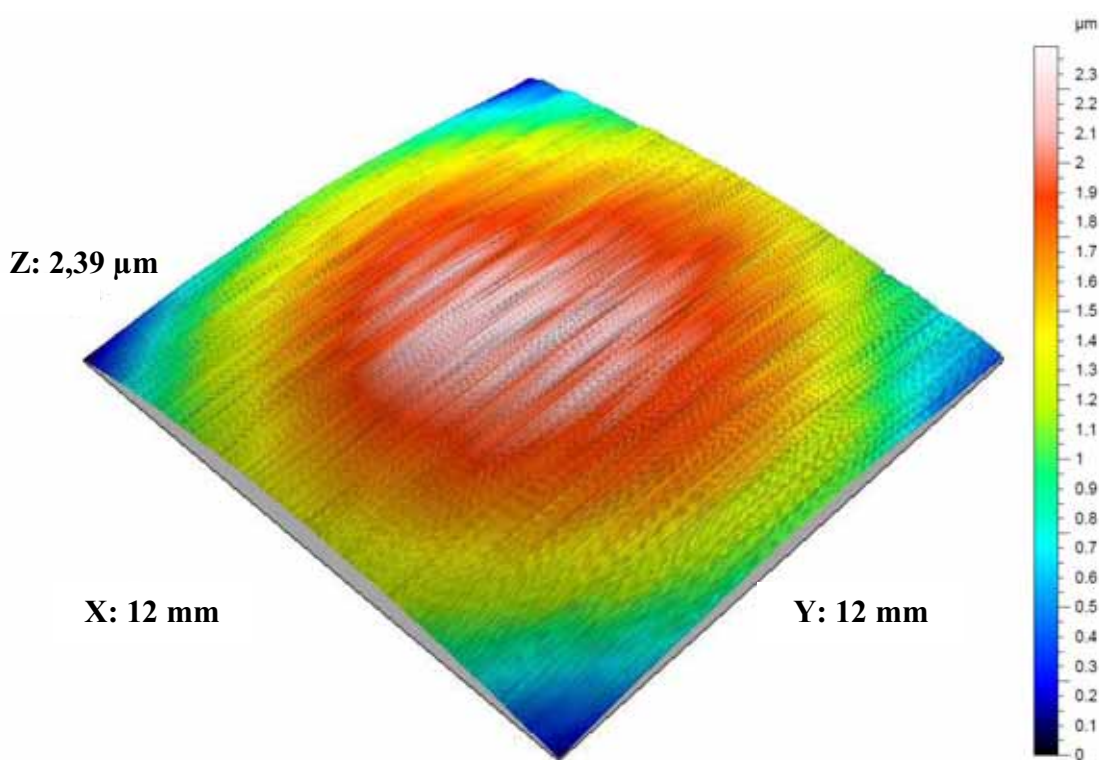


FIGURA 4.14 – Superfície levemente convexa oriunda da rotação irregular do porta-peças. Planicidade 2,39 μm em 12x12 mm. Granulometria de 600 mesh, $U_d = 1$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.

Quando ocorreram condições tribológicas favoráveis, de causas ainda não identificadas, o corpo-de-prova movimentou-se em torno do seu próprio eixo com velocidade praticamente constante, levando-o a substanciais diminuições nos desvios de planicidade. A

Figura 4.15 mostra a imagem da superfície do corpo-de-prova para o menor valor de desvio de planicidade encontrado, de $1,15 \mu\text{m}$, para o rebolo de 300 mesh dressado com $U_d = 3$. É possível notar, pela observação da Figura 4.15, que a superfície ainda possui as extremidades abauladas. Descartando-se a periferia da peça, a planicidade cairia para $0,2 \mu\text{m}$, tomando-se 12 mm na direção X e 4 mm na direção Y. Uma vez sanada a causa deste desgaste localizado, acredita-se que valores de desvio de planicidade ainda menores poderão ser obtidos pelo processo.

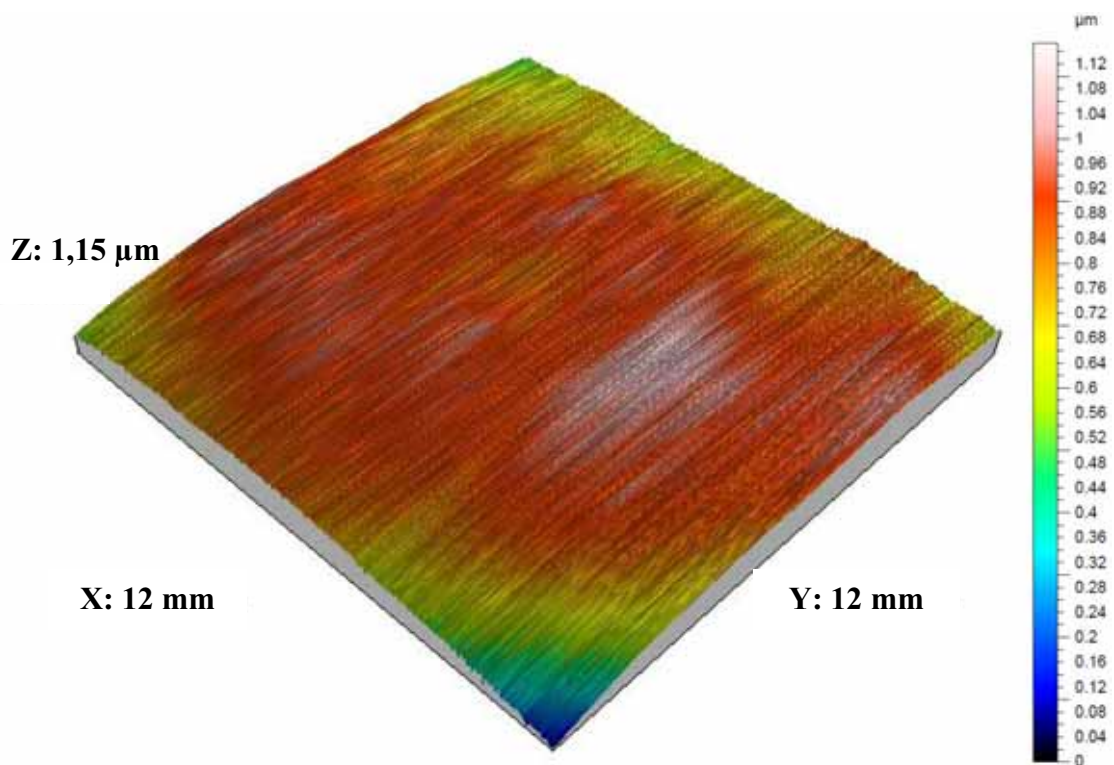


FIGURA 4.15 – Superfície oriunda da rotação praticamente constante do porta-peças. Planicidade $1,15 \mu\text{m}$ em $12 \times 12 \text{ mm}$. Granulometria de 300 mesh, $U_d = 3$, $P = 150 \text{ kPa}$, $a_d = 0,1 \text{ mm}$ e emulsão aplicada com MQF.

4.3 Taxa de remoção de material

Os gráficos das Figuras 4.16, 4.17 e 4.18 apresentam a variação mássica normalizada em, função do tempo, para as três granulometrias de rebolo utilizadas com $U_d = 1, 3$ e 5 , respectivamente. Nestas figuras, observa-se que o rebolo de 300 mesh mostrou a maior taxa de remoção de material dos corpos-de-prova, porém a máxima variação de massa da peça foi

menor que 5 milésimos de grama. Nesse caso, parece que a influência do grau de recobrimento foi muito pequena, uma vez que houve fratura generalizada dos grãos, impedindo a geração de um macroefeito tão definido quanto nos rebolos de granulometria menor.

Constatou-se nos ensaios que na dressagem com $U_d = 3$ o rebolo de 600 mesh produziu uma menor remoção de material. Para os outros U_d 's, aparentemente, não houve diferença expressiva na taxa de remoção, entretanto, os U_d 's = 1 e 5 sugerem uma taxa de remoção superior ao $U_d = 3$.

A menor remoção de material foi verificada com o rebolo de 800 mesh. Todavia, por se tratar de um processo abrasivo de acabamento, com pequena taxa de remoção de material, a balança utilizada pode não ter tido sensibilidade suficiente para essa aplicação, daí a variação positiva da massa do corpo-de-prova quando usinado com os rebolos de 800 e 600 mesh. Neste aspecto, outro método de medição deveria ser considerado, uma vez que não há uma balança comercialmente disponível, com resolução menor que a utilizada, compatível com a massa de aproximadamente 74,5 g dos corpos-de-prova.

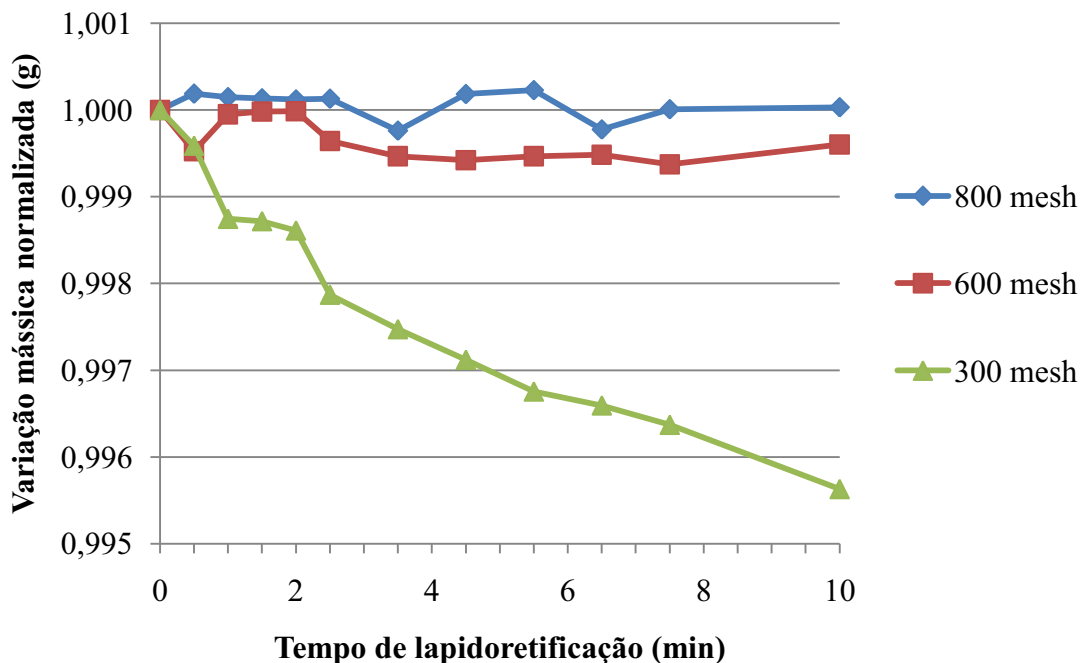


FIGURA 4.16 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 1$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

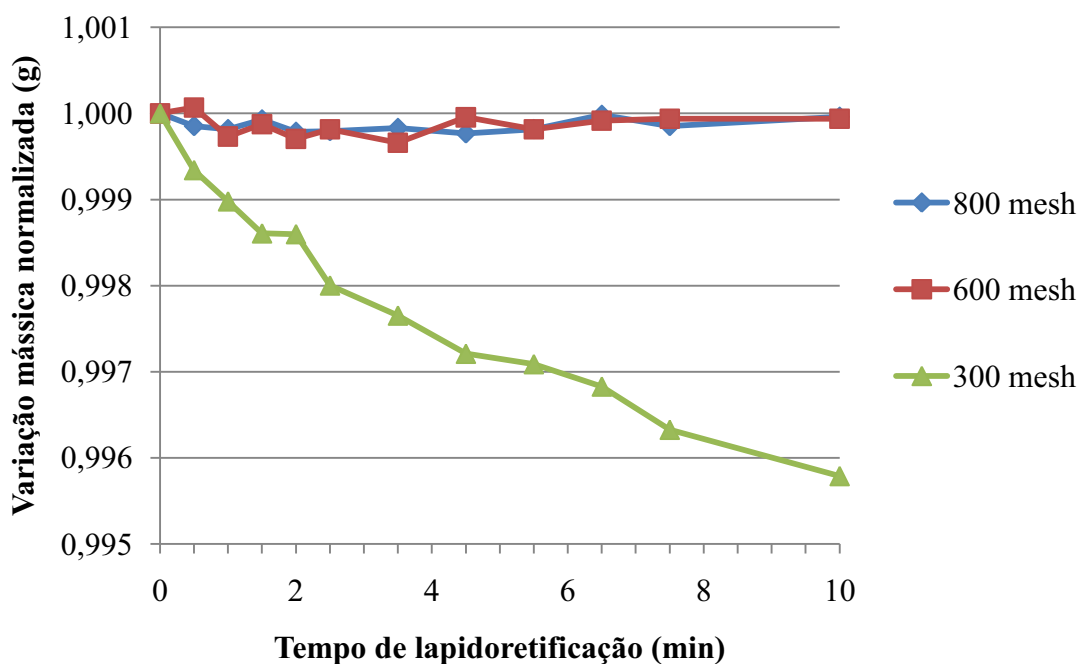


FIGURA 4.17 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 3$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

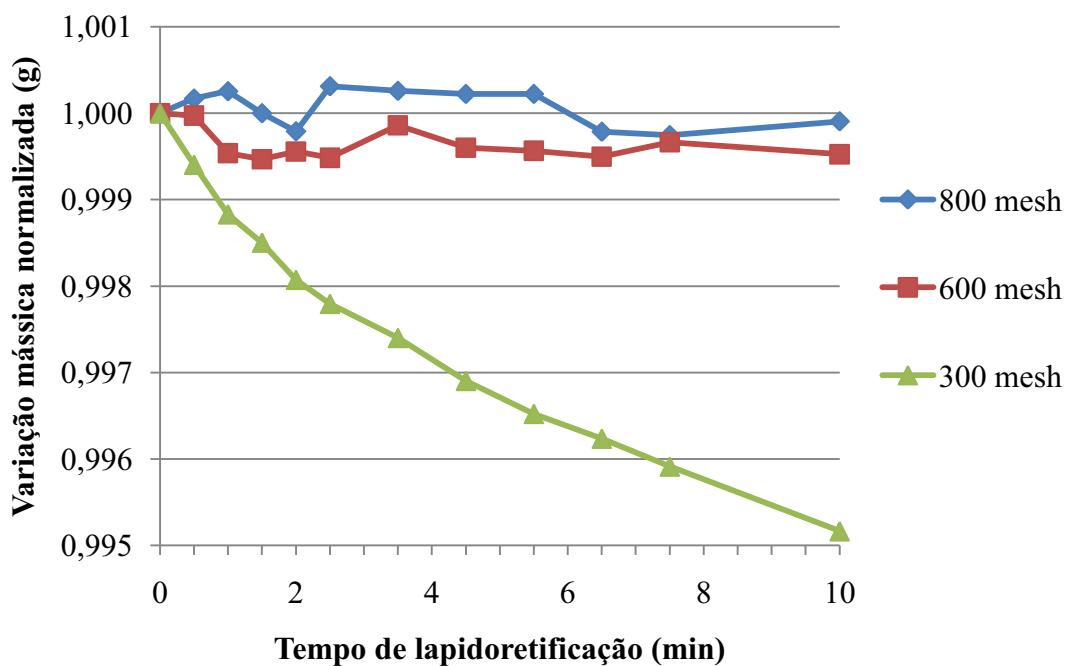


FIGURA 4.18 – Variação mássica normalizada (g) dos corpos-de-prova em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

4.4 Potência elétrica

A Figura 4.19 ilustra o comportamento da potência elétrica consumida pela máquina na dressagem com $U_d = 5$ em função dos rebolos de diferentes granulometrias. Para os outros valores de U_d , as tendências das curvas foram similares, diferindo apenas na magnitude e no tempo total dos ensaios.

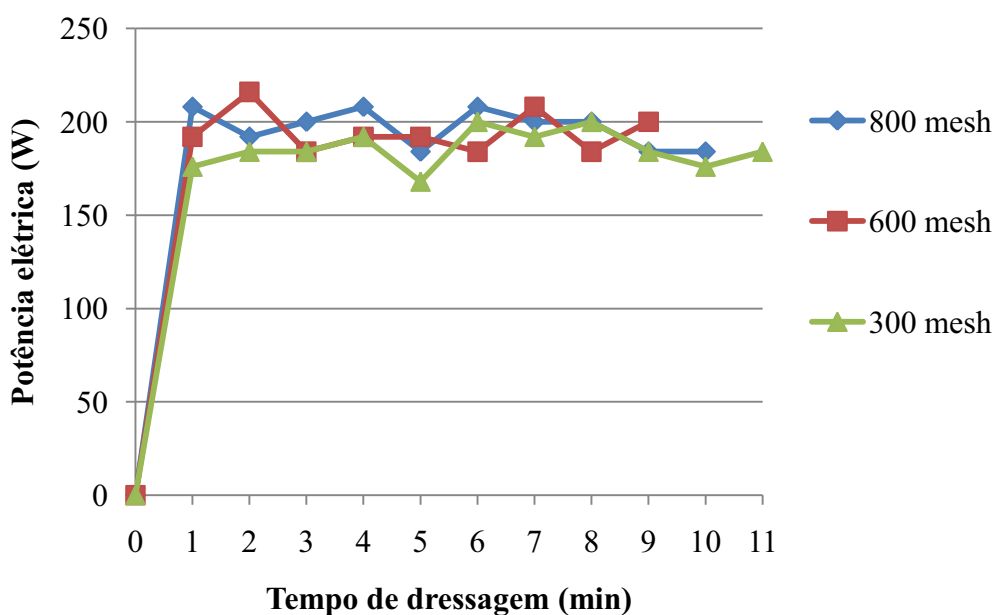


FIGURA 4.19 – Potência elétrica da operação de dressagem em função do tempo para diferentes granulometrias, $U_d = 5$ e água abundante.

A taxa de aquisição de dados do multimedidor de grandezas elétricas não pode ser alterada para valores inferiores a um ponto por minuto (Figura 4.19), o que dificultou a análise temporal do comportamento da potência elétrica consumida pela operação de dressagem. Consequentemente, os valores médios da potência elétrica do motor principal da lapidoretificadora foram calculados considerando toda a curva, para cada condição de dressagem, descartando-se o instante inicial ($P_e = 0$), de acordo como apresentado na Figura 4.20.

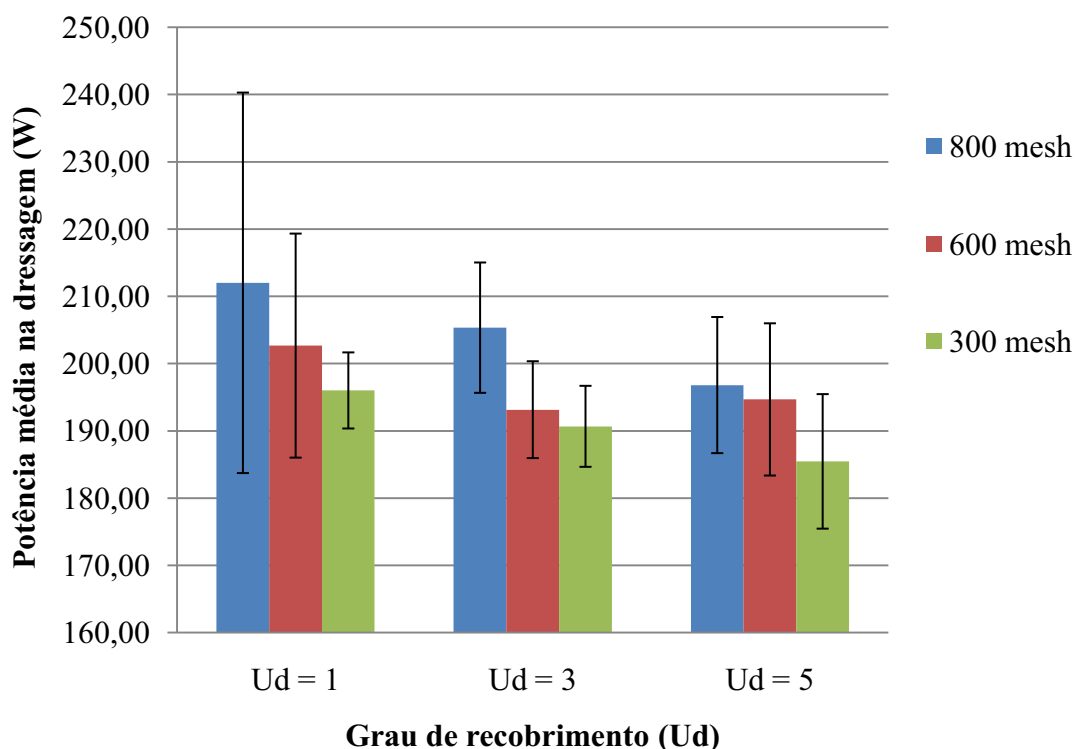


FIGURA 4.20 – Potência elétrica média (W) da operação de dressagem em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

Conforme apresentado na Figura 4.20, quanto menor o tamanho médio dos grãos abrasivos, maior a potência de dressagem. Durante esta operação, a ponta do dressador fratura, desloca e arranca porções de abrasivos do rebolo. Para uma mesma área da seção transversal de corte pode ser inferido que, quanto menor o tamanho médio dos grãos, maior o número de partículas em contato com o dressador, elevando a potência de dressagem.

A alteração da velocidade de avanço do dressador produz diferentes áreas de seção transversal de corte. Avanço pequeno, como no caso do $U_d = 5$, origina a menor área da seção transversal de corte, e o maior avanço, $U_d = 1$, determina a maior área da seção transversal de corte. Por conseguinte, o incremento do valor do U_d causou redução da potência de corte, conforme pode ser visto na Figura 4.20.

No caso específico dos ensaios para aquisição de potência elétrica na usinagem, optou-se por usar os corpos-de-prova pelo dobro do tempo usado nos ensaios anteriores, na tentativa de minimizar o problema da taxa de aquisição máxima de um ponto por minuto, colhendo, com isso, mais informação para análise do processo. A Figura 4.21 ilustra o comportamento da potência elétrica de lapidoretificação, ao longo do tempo, em função dos rebolos dressados com $U_d = 5$.

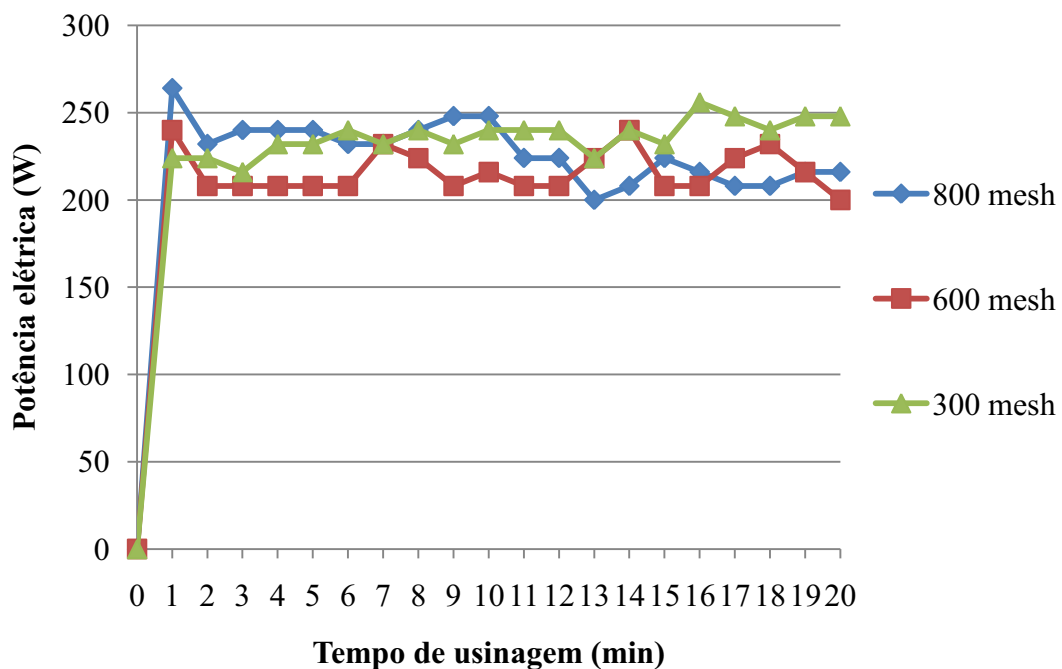


FIGURA 4.21 – Potência elétrica ao longo do tempo (W) para a operação de lapidoretificação com $U_d = 5$, $P = 150$ kPa, $a_d = 0,1$ mm e emulsão aplicada com MQF.

De acordo com a Figura 4.21, nota-se que houve maior elevação da potência no início da usinagem, principalmente quando se empregou os rebolos de 800 e 600 mesh. Pode-se inferir que essa elevação da potência seja decorrente da intensa remoção dos picos iniciais da superfície dos corpos-de-prova e da maior agressividade desses rebolos em decorrência do macroefeito ainda recente. Porém, tal como foi feito para a dressagem, optou-se pelo cálculo da média aritmética da potência elétrica em função das granulometrias dos rebolos e dos U_d 's, de acordo com o gráfico da Figura 4.22. Este gráfico mostra que a potência elétrica média na usinagem com o rebole de 600 mesh foi sempre menor, independentemente do valor do U_d . Reportando-se à Figura 4.10(15D) e comparando-a com a Figura 4.11(15L), nota-se que a

estrutura do rebolo continuou aberta, apresentando pouco entupimento, gerando menor potência para o rebolo de 600 mesh dressado com $U_d = 3$. Esse fato também pode ser explicado pela menor taxa de remoção de material do corpo-de-prova com $U_d = 3$ (Figura 4.17), quando comparado com os outros U_d 's (Figuras 4.16 e 4.18).

Entretanto, para $U_d = 5$ aplicado no rebolo de 600 mesh, o rebolo foi mais carregado pelos resíduos do processo, conforme se observa na Figura 4.11(18L), o que pode justificar o sutil incremento do valor da potência.

Quando o rebolo de 600 mesh foi dressado com $U_d = 1$, a influência do macroefeito ficou mais evidente, produzindo maiores remoção de material do corpo-de-prova (Figura 4.17) e potência elétrica do motor principal da máquina-ferramenta (Figura 4.22).

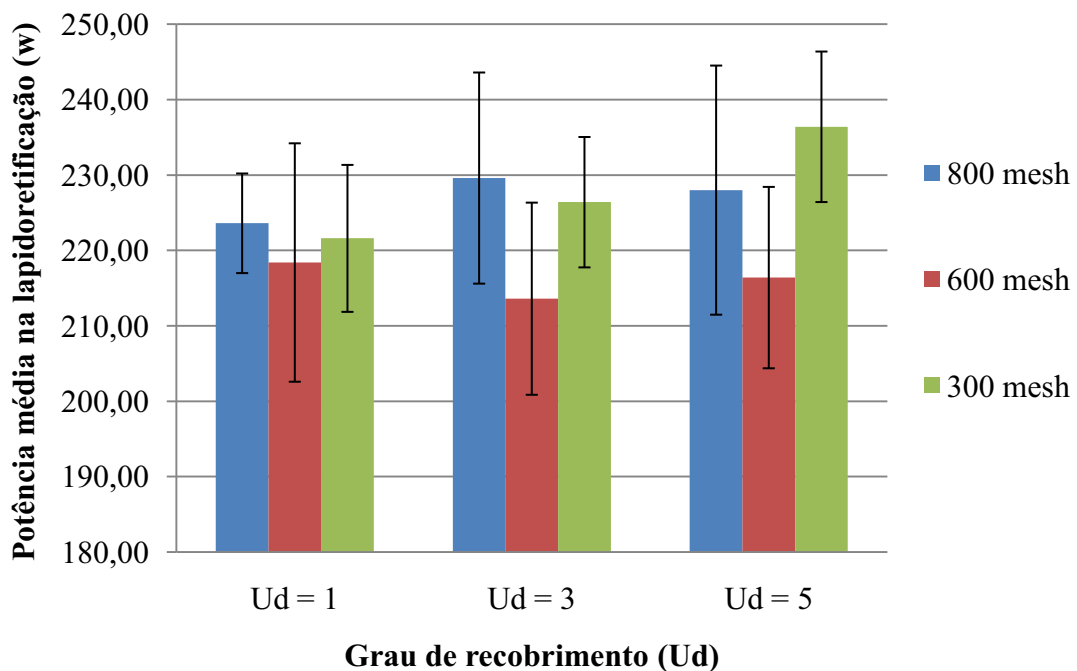


FIGURA 4.22 – Potência elétrica média (W) para 20 minutos de lapidoretificação em função do grau de recobrimento para diferentes granulometrias.

Com a potência e o incremento do valor do U_d crescentes, conforme explicitado na Figura 4.22, o rebolo de 300 mesh consumiu levemente mais energia para usinar com os valores de $U_d = 1$ e 3 do que o rebolo de 600 mesh. Para $U_d = 5$, houve a maior potência de usinagem. Os gráficos das Figuras 4.16, 4.17 e 4.18 demonstram que o rebolo de 300 mesh

produziu as maiores remoções, sendo presumível o entupimento do rebolo com o tempo, fato evidenciado nas Figuras 4.11(13L), (16L) e (19L).

Com exceção do $U_d = 5$ e rebolo de 300 mesh, as maiores potências foram encontradas para o rebolo de 800 mesh, possivelmente pelo maior número de arestas de corte em contato.

Apresentando uma estrutura mais aberta após a usinagem, como observado na Figura 4.11(11L), a condição com rebolo de 800 mesh e $U_d = 1$ consumiu menos energia do que as condições com U_d 's = 3 e 5. Para $U_d = 3$, a imagem do rebolo visto na Figura 4.11(14L), sugere maior deposição de detritos provenientes da usinagem, gerando maior esforço médio de corte.

Teoricamente, a elevação do valor do grau de recobrimento proporciona maior número de arestas de corte ativas, requerendo maior potência de usinagem. O fenômeno descrito pode ser visualizado na Figura 4.22 para o rebolo de 300 mesh, mas não para os rebolos de 800 e 600 mesh. Esse fato pode ser justificado pela diferença entre o macroefeito teórico e o real, principalmente em função do tamanho médio do grão. Quanto maior a partícula abrasiva, mais difícil a obtenção do macroefeito, conforme mostra a Figura 4.10.

4.5 Superfície dos corpos-de-prova

As Figuras 4.23, 4.24 e 4.25 ilustram as imagens típicas de uma pequena parcela das superfícies torneadas, retificadas e lapidoretificadas, respectivamente, tal como se deu a sequência de fabricação dos corpos-de-prova. Inicialmente, por meio do torneamento, foi produzida uma superfície com perfil bruto relativamente comportado (Figura 4.23). A distância entre duas cristas consecutivas quaisquer foi praticamente igual ao valor do avanço selecionado, de 0,15 mm/volta, obtendo-se uma superfície com R_a médio de 0,94 μm .

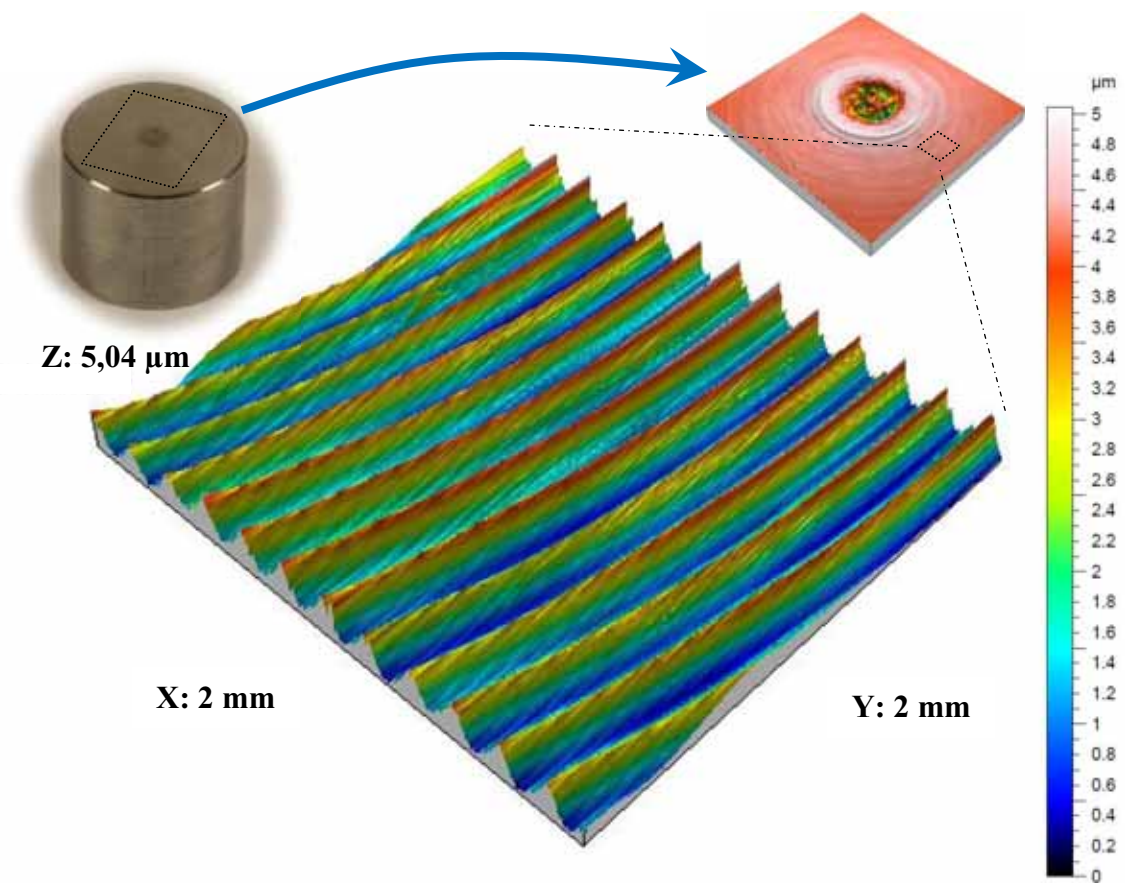


FIGURA 4.23 – Imagem reconstruída da superfície de uma amostra de aço ABNT 420 após a operação de torneamento ($V_c = 120$ m/min, $a_p = 0,2$ mm e $f = 0,15$ mm/volta).

A operação de retificação subsequente melhorou o acabamento superficial, reduzindo a rugosidade para valores R_a em torno de $0,42 \mu\text{m}$, condizentes com os parâmetros de usinagem utilizados. Entretanto, o valor da planicidade praticamente não foi alterado para essa área de 4 mm^2 , mostrada na Figura 4.24. Os valores médios de planicidade foram $5,04 \mu\text{m}$ nas peças torneadas e, $5,01 \mu\text{m}$, nas retificadas.

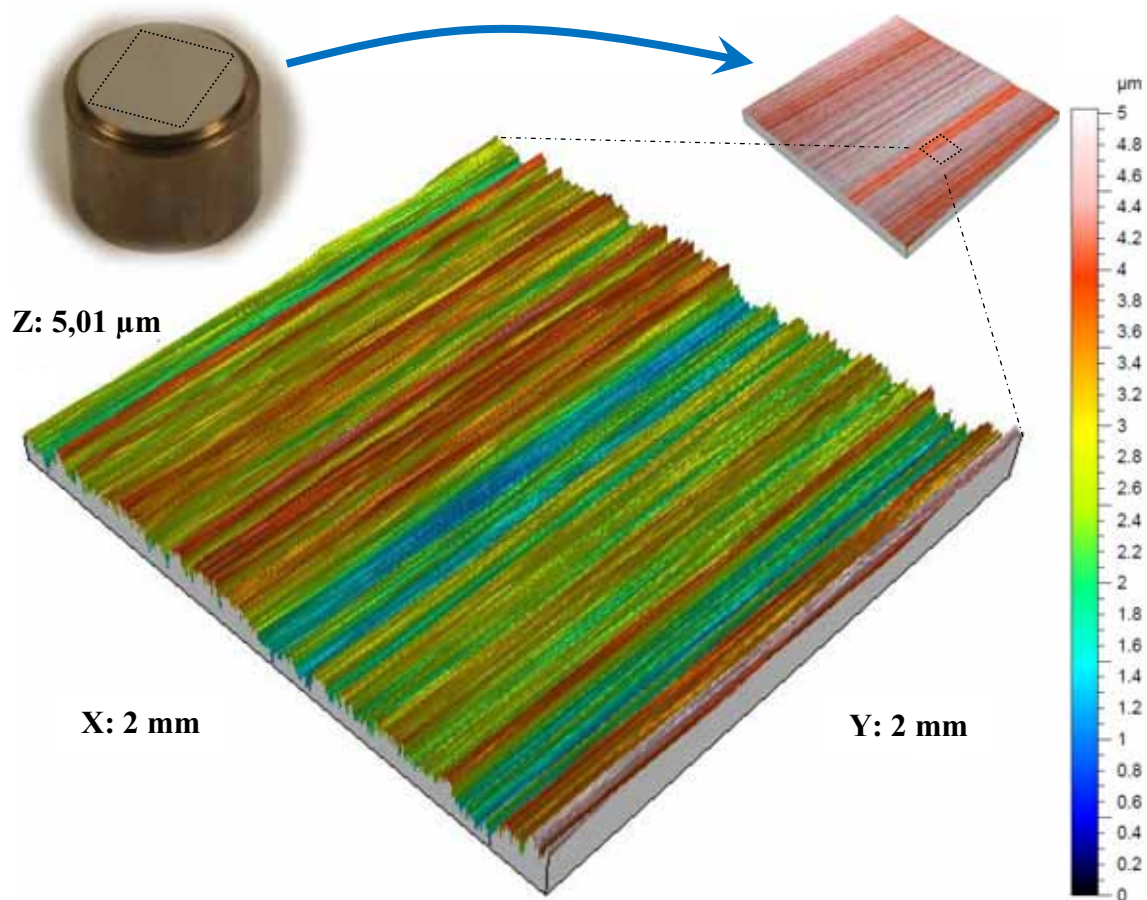


FIGURA 4.24 – Imagem reconstruída da superfície de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de retificação (rebolo de CBN da Nikon com granulometria entre 100 e 120 mesh, $V_c = 33 \text{ m/s}$, $a_p = 0,01 \text{ mm}$, $f = 1,05 \text{ m/min}$).

Na última etapa da manufatura, os corpos-de-prova foram submetidos à operação de lapidoretificação. Foi evidenciada melhora na qualidade superficial devido à redução drástica dos picos de rugosidade, produzindo uma superfície mais regular e plana, representada na Figura 4.25.

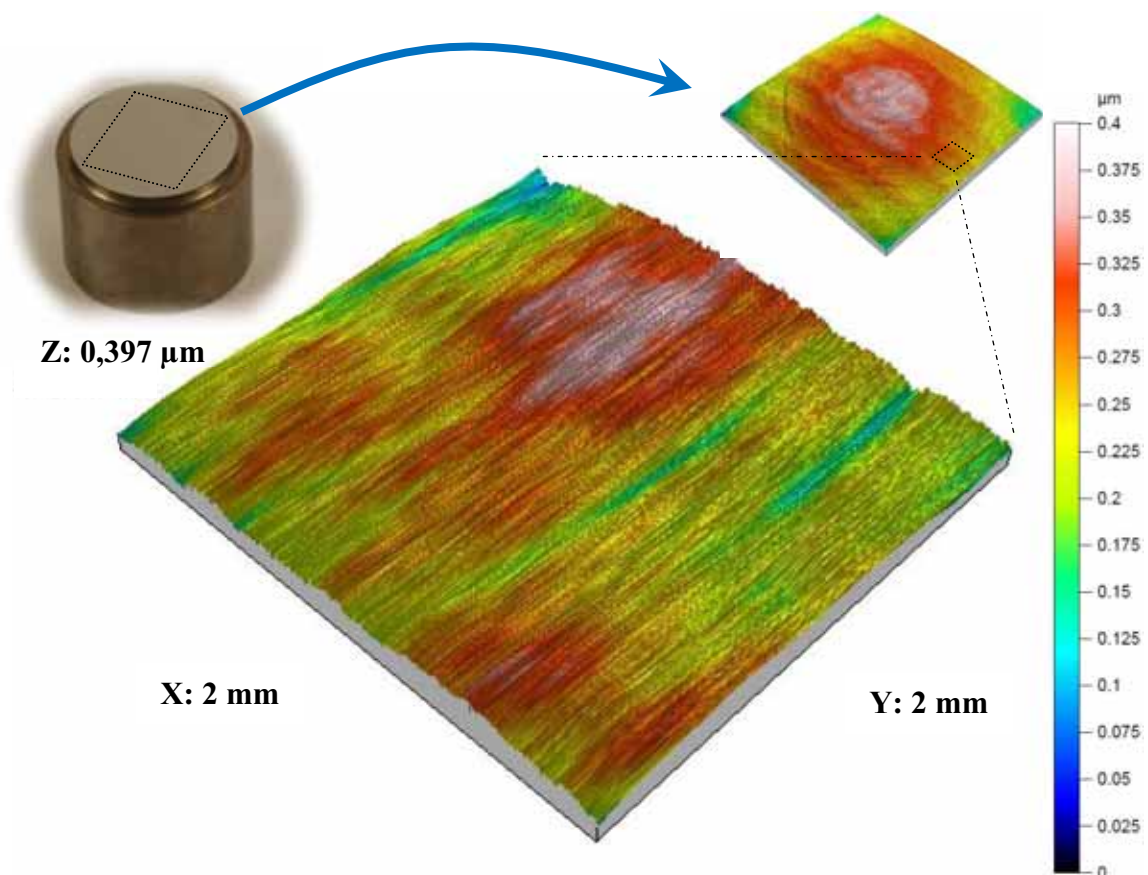


FIGURA 4.25 – Imagem reconstruída da superfície de 4 mm² de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).

Quando a superfície da Figura 4.25, que apresentou um dos valores mais baixos de rugosidade dos ensaios ($R_a = 1,92$ nm após 10 minutos), foi submetida a uma análise detalhada e refinada em uma área de 1 mm², pôde-se distinguir pequenas marcas de ondulação com comprimento de onda de aproximadamente 0,15 mm, mostrada na Figura 4.26.

Relacionando a Figura 4.23 com a Figura 4.26, notou-se uma correspondência entre as ondulações. A Figura 4.23 contabiliza, aproximadamente, 12 cristas em 2 mm de comprimento, enquanto a Figura 4.26 totaliza 6 cristas em 1 mm.

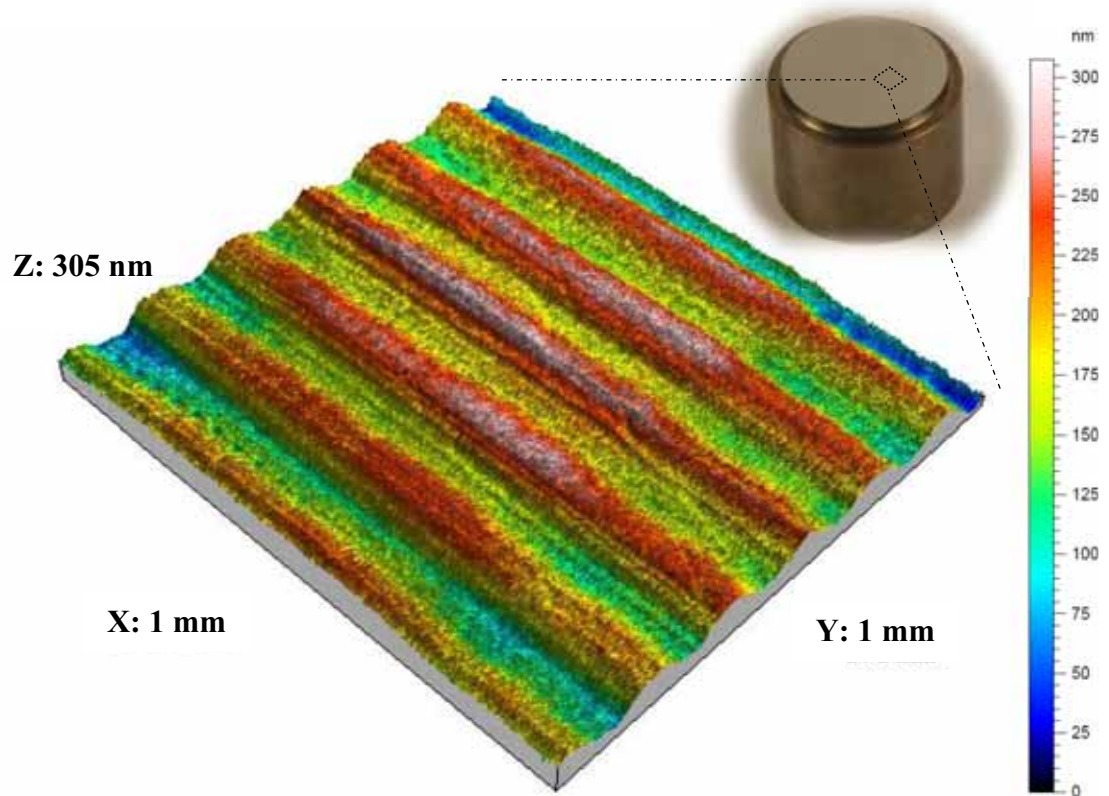


FIGURA 4.26 – Imagem reconstruída da superfície de 1 mm² de uma amostra de aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).

Essa similaridade entre as imagens sugere que defeitos subsuperficiais introduzidos durante o torneamento tenham permanecido mesmo após a operação de retificação ter removido 0,3 mm de sobremetal, ou seja, foram removidos 294,96 μm ($0,3 \text{ mm} - 5,04 \mu\text{m} = 294,96 \mu\text{m}$) a mais que o necessário para tirar o risco mais profundo produzido durante a operação de torneamento. Dessa forma, excluiu-se a possibilidade das marcas da Figura 4.26 serem consequência da remoção insuficiente de material nas etapas de retificação e lapidoretificação.

Tanto o encruamento subsuperficial provindo dos esforços de corte, como um tratamento térmico de têmpera indesejado durante a operação de torneamento, pode ter elevado a dureza localizadamente. Somado a isso, temos a análise da composição química, que revelou se tratar de um aço diferente do ABNT 420.

Quando as amostras foram submetidas ao tratamento de têmpera incompatível com sua composição química real, após o torneamento, possivelmente a temperatura utilizada foi

inferior a necessária para alterar sua microestrutura por completo e remover os defeitos introduzidos durante a operação de torneamento. Assim, pode-se inferir que, nas regiões de menor dureza (vales da Figura 4.26), o processo de lapidoretificação removeu discretamente mais material.

O ensaio de microdureza, mostrado na Figura 4.27, revelou uma leve variação da dureza na direção radial do corpo-de-prova. O desvio entre os valores sugere um padrão cíclico que pode justificar a remoção heterogênea, mostrada na Figura 4.26.

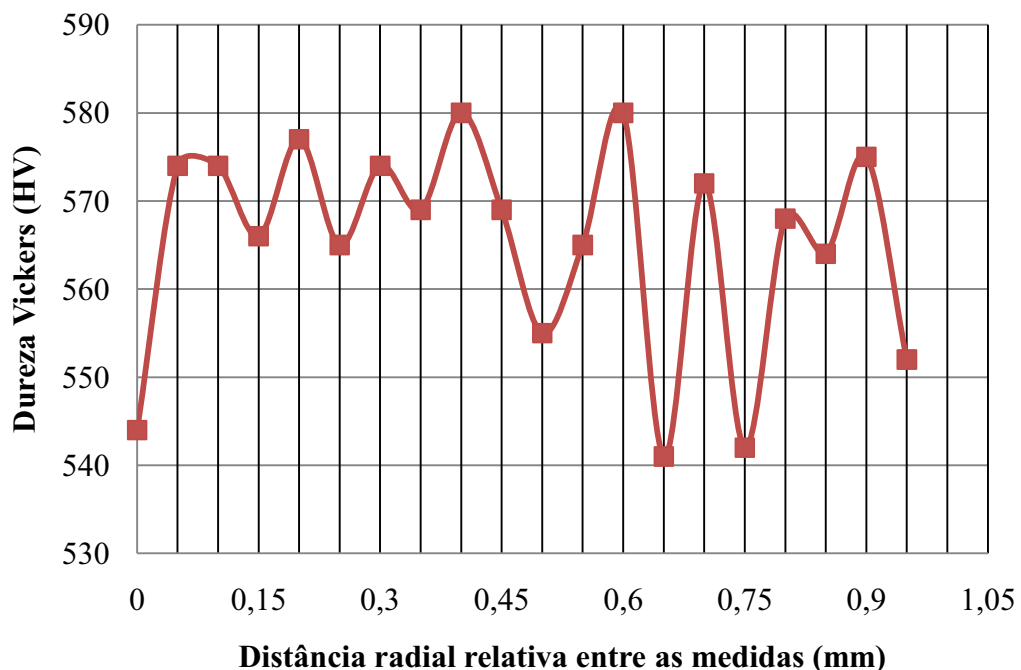


FIGURA 4.27 – Dureza Vickers do corpo-de-prova com melhor acabamento superficial - ensaio 17.

O perfil bruto mostrado na Figura 4.28b foi extraído da Figura 4.26. Na Figura 4.28a, foi representada a vista superior e a direção selecionada para análise. Os valores medidos da rugosidade foram $R_a = 23,4$ nm, $R_z = 93,3$ nm e $R_t = 107$ nm. Tais valores foram maiores do que os medidos anteriormente, pois agora foram calculados a partir de um perfil de rugosidade extraído perpendicularmente às ondulações ao final de 10 minutos de usinagem.

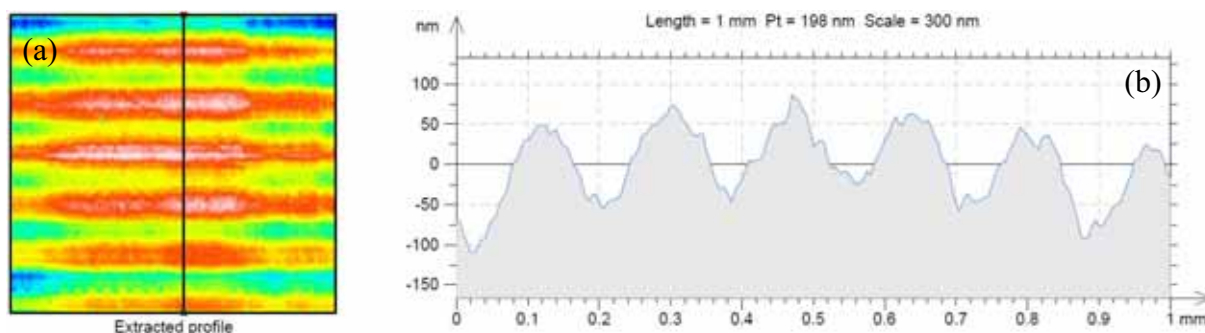


FIGURA 4.28 – Análise completa da superfície pelo programa Talysmap Gold.

Embora não faça parte do escopo principal deste trabalho, o conhecimento da capacidade do processo abrasivo é de fundamental importância. Por esse motivo, foi introduzida, no Anexo, uma análise mais pormenorizada das superfícies dos ensaios numerados de 11 a 19. O Anexo expõe os parâmetros de amplitude, espaçamento e pico do perfil de rugosidade extraído, além dos parâmetros do perfil primário (ISO 4287) e os parâmetros de altura da superfície (ISO 25178). Também são apresentadas fotografias das superfícies dos corpos-de-prova.

Todos os corpos-de-prova usinados com os rebolos de 800 e 600 mesh apresentaram aspecto especular e, os manufaturados com o rebolo de 300 mesh, acabamento levemente opaco, com a presença de riscos aleatórios visíveis a olho nu. As peças retificadas e as torneadas apresentaram suas marcas típicas, estas com o perfil espiral com passo igual ao valor do avanço e, aquelas, com riscos unidirecionais.

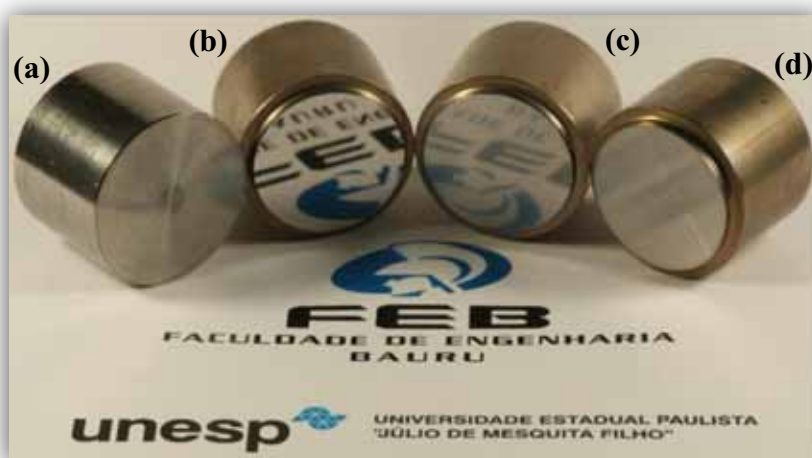


FIGURA 4.29 – Acabamento superficial típico dos corpos-de-prova após torneamento (a), lapidoretificação (b e c) e retificação (d).

As Figuras 4.29 e 4.30 oferecem o resultado visual do acabamento dos processos de manufatura aproveitados neste trabalho. Da esquerda para direita, a Figura 4.31 mostra uma peça torneada (a), uma lapidoretificada espelhada (b), outra lapidoretificada opaca (b) e, por último, uma peça apenas retificada (d). Na fotografia da Figura 4.30 é possível enxergar o reflexo praticamente perfeito do logotipo da Faculdade de Engenharia de Bauru no corpo-de-prova.



FIGURA 4.30 – Acabamento espelhado do aço ABNT 420 temperado e revenido (45 HRc) após a operação de lapidoretificação (rebolo de 800 mesh, $U_d = 5$, $a_d = 0,1$, $P = 150$ kPa e emulsão aplicada com MQF - ensaio 17).

CAPÍTULO 5

5 CONCLUSÕES

Diante dos resultados obtidos pode-se, objetivamente, concluir que:

- Fabricou-se uma máquina-ferramenta robusta, de precisão e com estrutura simplificada por meio de máquinas operatrizes convencionais, porém precisas, possibilitando manufaturar superfícies planas com acabamento superficial nanométrico em um intervalo de tempo inferior a 10 minutos.
- Quanto menor o tamanho médio de grão do rebolo, menor a rugosidade superficial do corpo-de-prova;
- Quanto maior o valor do grau de recobrimento aplicado na dressagem do rebolo, menor a rugosidade superficial do corpo-de-prova;
- Para os rebolos com granulometrias de 800 e 300 mesh, a rugosidade das amostras diminuiu com a evolução do tempo, entretanto, para o rebolo de 600 mesh, houve uma queda abrupta da rugosidade no primeiro meio minuto e aumento gradual até o final dos 10 minutos de lapidoretificação;
- O menor valor de rugosidade média aritmética (R_a) foi de 1,92 nm para o rebolo de 800 mesh dressado com $U_d = 5$;
- Os valores médios da rugosidade média aritmética (R_a) com utilização do rebolo de 800 mesh ficaram entre 2,3 e 3,5 nm. Para o rebolo de 600 mesh, entre 8,9 e 9,9 nm. Empregando o rebolo de 300 mesh, os valores estabilizaram entre 33,2 e 34,3 nm;
- Os valores médios da rugosidade de profundidade média (R_z) com utilização do rebolo de 800 mesh ficaram entre 33,1 e 45,8 nm. Para o rebolo de 600 mesh, entre 80,2 e 86 nm. Empregando o rebolo de 300 mesh, os valores estabilizaram entre 270 e 285 nm;
- Os valores médios da rugosidade total (R_t) com utilização do rebolo de 800 mesh ficaram entre 76,3 e 143 nm. Para o rebolo de 600 mesh, entre 145 e 159 nm. Quando ao rebolo de 300 mesh, os valores estabilizaram entre 438 e 485 nm;
- Independentemente do valor de U_d , o rebolo de 800 mesh apresentou menor número de grãos soltos, seguido pelo rebolo de 600 e 300 mesh, respectivamente. Portanto, quanto

maior o tamanho médio do grão, maior a participação das partículas soltas no mecanismo de remoção de material;

- Os menores valores do desvio de planicidade dos corpos-de-prova foram de 1,15 μm para $U_d = 3$ e 1,19 μm para $U_d = 1$ com a utilização do rebolo de 300 mesh;

- Os valores de planicidade provindos da utilização do rebolo de 600 mesh foram sempre menores que os do rebolo de 800 mesh, independente do grau de recobrimento;

- O eixo flexível não apresentou rigidez dinâmica torcional satisfatória para movimentar os corpos-de-prova com velocidade angular constante, desgastando-os de maneira desigual;

- O rebolo de 300 mesh mostrou a maior taxa de remoção de material dos corpos-de-prova, porém a máxima variação de massa da peça foi inferior a 5 mg;

- Constatou-se nos ensaios que na dressagem com $U_d = 3$ o rebolo de 600 mesh produziu uma menor remoção de material. Para os outros U_d 's, aparentemente, não houve diferença expressiva na taxa de remoção, entretanto, os U_d 's = 1 e 5 sugerem uma taxa de remoção superior ao $U_d = 3$;

- A menor remoção de material foi verificada com o rebolo de 800 mesh.

- A balança utilizada não teve sensibilidade suficiente para medir a variação de massa dos corpos-de-prova;

- Quanto menor o tamanho médio dos grãos abrasivos, maior a potência de dressagem;

- O incremento do valor do U_d causou redução da potência de dressagem;

- Com exceção do $U_d = 5$ e rebolo de 300 mesh, as maiores potências de usinagem foram encontradas para o rebolo de 800 mesh;

- A potência consumida se mostrou dependente do macroefeito e do microefeito, entretanto, não se observou uma relação direta para todas as condições de lapidoretificação;

- Como em todo processo de acabamento com pequena taxa de remoção de material, a lapidoretificação se mostrou suscetível aos defeitos superficiais oriundos de processos anteriores;

- Quando os corpos-de-prova foram usinados com os rebolos de 600 e, principalmente, de 800 mesh, com emulsão (1:40 de Rocol Ultracut 370) e MQF, obteve-se

acabamento superficial espelhado. Entretanto, a superfície do corpo-de-prova ficou opaca e suja quando o óleo (Accu-Lube LB-2000) foi empregado como fluido de corte, sendo esta a situação que mais se aproximou da operação de lapidação;

- Diante da excelente qualidade superficial alcançada, pode-se incluir o processo de lapidoretificação entre os processos ditos de acabamento de ultraprecisão; e

- Em face aos resultados obtidos, sugere-se que as etapas de lapidação e polimento possam ser substituídas pelo processo de lapidoretificação pela indústria metal mecânica dependendo da aplicação.

CAPÍTULO 6

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Substituir o eixo flexível por um motor elétrico para acionar diretamente o porta-peças corrigindo, assim, o movimento irregular de rotação das amostras e introduzindo mais uma opção de estudo no processo, a relação entre as velocidades do rebolo e das peças;
- Estudar a influência de outras pressões de lapidoretificação no acabamento superficial dos corpos-de-prova;
- Utilizar outras granulometrias de rebolo como, por exemplo, 400, 700 e 1000 mesh;
- Testar a influência de outros ligantes no acabamento superficial dos corpos-de-prova;
- Estudar o efeito de outros formatos de dressadores;
- Aplicar outro método para determinar a taxa de remoção de material dos corpos-de-prova, uma vez que não há uma balança comercialmente disponível, com resolução menor que a utilizada, compatível com as massas dos corpos-de-prova em questão;
- Empregar grãos de diamante e/ou CBN para manufaturar cerâmicas avançadas;
- Lapidoretificar materiais ópticos planos e convexos, aplicando o perfilamento do rebolo; e
- Procurar parceiros para introduzir a tecnologia no mercado de bens de consumo e serviços.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANDERSSON, J.; HOLLMAN, P.; JACOBSON, S. **Abrasive capacity of thin film diamond structures**. Key Engineering Materials, v. 196, p. 141–148, 2001.

ARDELT, T. **On the effect of path curves on Process and wheel wear in grinding on lapping machines**. In: Proceedings of the 3rd International Machining and Grinding Conference, Cincinnati, OH, 1999.

ARDELT, T. **Einfluss der Relativbewegung auf den Prozess und das Arbeitsergebnis beim Planschleif mit Planetenkinematik**. Ph. D. Dissertation, TU Berlin, 2000.

ASAHI DIAMOND INDUSTRIAL, **Diamond & CBN wheels**. retrieved from: <<http://www.asahidia.co.jp/pdf/B07.pdf>>, 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6023: **Informação e documentação: referências: elaboração**. Rio de Janeiro, 2002.

BARYLSKI, A.; DEJA, M. **Shaping of the workpiece surface in single-disc lapping**. Archives of civil and mechanical engineering, v. 2, n. 2, 2002.

BER, A.; GUEVA, I. **On the wear of the plane lapping plate**. In: Annals of the CIRP, v. XVI, p. 409-413, 1968.

BEYER, P.; RAVENZWAALJ, M. **Innovative flat honing with vitrified-bond grinding and conditioning tools**. Industrial Diamond Review IDR, n. 4, p. 47-50, 2005.

CHANDRASEKAR, S.; SHAW, M.C.; BRUSHAN, B. **Comparasion of grinding and lapping of ferrites and metals**. Journal of Engineering for Industry, v. 109, p. 76-82, 1987a.

CHANDRASEKAR, S.; SHAW, M.C.; BRUSHAN, B. **Morphology of ground and lapped Surfaces of ferrite and metals**. Journal of Engineering for Industry, v. 109, p. 83-86, 1987b.

CRICHIGNO FILHO, J. M. **Simulação numérica do processo de lapidação plana como ferramenta para otimização do processo**. Dissertação de Mestrado, USFC, 1994.

CRUZ, J. H. D. **Proposta de uma máquina para processo de abrasão baseado na combinação de algumas características da lapidação e retificação**. 104f. Dissertação

(Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Bauru – Unesp, Bauru, 2009.

DICORLETO, J. **Innovations in abrasive products for precision grinding**. Precision Grinding and Finishing Conference, Gorham, 2001.

DIN 8589, Teil 11, **Entwurf (05.2002): Fertigungsverfahren Spanen; Schleifen mit rotierendem Werkzeug; Einordnung, Unterteilung, Begriffe**. Berlin, Beuth.

DIN 8589, **Fertigungsverfahren Spanen-Teil 0: Einordnung, Unterteilung, Begriffe**. Berlin, Beuth, 1981.

DIN 8589, **Fertigungsverfahren Spanen-Teil 15: Läppen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe**. Berlin, Beuth, 1981.

DOMAN, D. A.; WARKENTIN, A.; BAUER R. **A survey of recent grinding wheel topography models**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 46, p. 343-352, 2006.

EVANS, C .J.; PAUL, E.; DORNFELD, D.; LUCCA, D. A.; BYRNE, G.; TRICARD, M.; KLOCKE, F.; DAMBOM, O.; MULLARY, B .A. **Material removal mechanisms in lapping and polishing**. In: Annals of the CIRP - Manufacturing Technology, v. 52, n. 2, p. 611-633, 2003.

EVERSHEIM, W.; SCHUH, G. **Betriebshütte. Produktion und Management**. T. 2. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag, 1996.

FOELLINGER H. **Optimum parameters for dressing process of convencional grinding**. In: Proc. Superabrasives'85, April 22-25, Chicago, Illinois, USA, p. 8-22 to 8-37, 1985.

FUNCK, A. **Planschleifen mit Läppkinematik**. Dissertation, Technical University Berlin, 1994.

GATES, J. D. **Two body and three body abrasion: A critical discussion**. Wear, v. 214, p. 139-146, 1998.

GATZEN, H. H. **Rigid disk slider micromachining challenges to meet microtribology needs**. Tribology International, v. 33, p. 337-342, 2000.

GATZEN H. H.; BECK, M. **Tribological investigation on micromachined silicon sliders**. Tribology International, v. 36, p. 279-283, 2003.

GATZEN, H.H.; MAETZIG, J.C. **Nanogrinding**. Precision Engineering, v. 21, p. 134-139, 1997.

GATZEN, H.H.; MAETZIG, J.C., SCHWABE, M, **Precision machining of rigid disk head sliders**, IEEE Transactions on Magnetics, v. 32, n. 3, p. 1843-1849, 1996.

HESSEL, D. **Punktcrushieren keramisch gebundener Diamantschleifscheiben**. Doctoral Thesis, University of Hannover, 2003.

HITCHINER, M.; WILLEY, B.; ARDELT, T. **Developments in flat grinding with superabrasives**. In: Proceedings of the Precision Grinding and Finishing in the Global Economy-2001, 1-3 October, Oak Brook, IL, 2001.

IBM. **Vista lateral do interior do disco rígido**. Disponível em: <<http://en.wikipedia.org/wiki/File:Hdhead.jpg>>. Acesso em 25 maio 2010, 08:36:50.

INAZAKI, C.; CHEN, C.; JUNG, Y. **Surface, cylindrical and internal grinding of advanced ceramics. Grinding fundamentals and applications**. In: Trans. ASME, v. 39, n. S, p. 201-211, 1989.

INDGE, J. H. **The nitty gritty machining of ceramics**. Peter Wolters of America Inc., Tooling and Production, v. 55, p. 116-119, 1990.

INDGE, J. H. **Lapping, honing and polishing**. Peter Wolters of America Inc., Engineering Materials Handbook Ceramics and Glasses, v. 4, ASM International, Metals Park, OH, 1991.

JACKSON, M. J. **Wear of perfectly sharp abrasive grinding wheels**. Transactions of North American Manufacturing Research Institution of SME, v. 30, p. 287-294, 2002.

JAHANMIR, S.; RAMULU, M.; KOSHY, P. **Machining of ceramics and composites**, Marcel Dekker Inc., New York, NY, 1999.

JIANDONG, Y.; CHUANLIN, T.; CHANGXING, W. **Nanometer lapping technology at high speed**. Science in China Series E: Technological Sciences, v. 50, n. 1, p. 27-38, 2007.

JUN, N. Z. X., SANCHEZ, L. E. A., FIOCCHI, A. A. **Finishing of flat parts led by lapping kinematics on abrasive disc dressed in agreement with overlap factors**. Proceedings... IMECE2008 international Mechanical Engineering Congress and Exposition, Boston, 2008.

KALISZER, H.; TRMAL, G. **Effect of dressing upon the grinding performance**. In: Annals of the CIRP, v. 35, n. 1, p. 541-544, 1976.

KEEG, R. L. **Industrial problems in grinding**. In: Annals of the CIRP, v. 32, n. 2, p. 559-561, 1983.

KOENIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren Band 2. Schleifen, Honen, Läppen**. v. 3, Auflage, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 1996.

KOMANDURI, R.; LUCCA, D. A.; TANI, Y. **Technological advances in fine abrasive processes**. In: Annals of the CIRP, v. 46, n. 2, p. 545-596, 1997.

KÖNIG W.; MESSER J. **Dressing conventional grinding wheels with polycrystalline diamond** (in German), Industrie-Anzeiger, n. 102, p. 35-38, 1980.

KÖNIG, W. **Tecnologia da fabricação - Retificação brunimento e lapidação**. v. 2, Tradução realizada por Walter Lindolfo Weingaertner, 1980.

LICHTENBERGER, H. **Die Spanmengenleistung beim Läppen ebener metallischer Werkstücke**. Dissertation, TH Hannover, 1954.

LIEBE I. **Auswahl und Konditionierung von Werkzeugen für das Außenrund-Profilschleifen technischer Keramiken**. Doctoral Thesis, TU Berlin, 1996.

LINKE, B. **Dressing process model for vitrified bonded grinding wheels**. In: Annals of the CIRP - Manufacturing Technology, v. 57, p. 345-348, 2008.

MACKENSEN, V.; LONGERICH, W.; DENNIS, P.; PREISING D. **Fine grinding with diamond and cBN**, Industrial Diamond Review IDR, n. 2, p. 40-43, 1997.

MALKIN, S. **Grinding technology. Theory and applications of machining with abrasives**. 1.ed. Chichester: Ellis Norwood Ltd., 1989, 274 p. ISBN 0-85312-756-5.

MALKIN, S.; COOK, N.H. **The wear of grinding wheels**. Journal of Engineering for Industry, v. 93, p. 1120-1133, 1971.

MALYSHEV, V.; LEVIN, B.; KOVALEV, A. **Grinding with ultrasonic cleaning and dressing of abrasive wheels**. v. 61, n. 9, Stanki I Instrument, Moscow, 1990.

MARINESCU, I. D.; HITCINER, M.; ULHMANN, E., ROWE, W. B.; INASAKI, I. **Handbook of machining with grinding wheel**. 1. ed. Wakefield: CRC Press, 2007. 596 p. ISBN 1-57444-671-1.

MARINESCU, I. D.; ROWE, W. B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. **Tribology of abrasive machining processes**. 1. ed. Norwich: William Andrew Publishing, New York, 2004. 697 p. ISBN 0-8155-1490-5.

MARINESCU, I. D.; SPANU, C.; HITCHINER, M. **Trajectory Simulation and Material Removal Rate for Double Side Grinding of Advanced Ceramics with Diamond Wheels**. In: Thirty-fourth North American Manufacturing Research Conference, May 24-26, Marquette University, Milwaukee, WI, USA, 4-B: Grinding and Drilling Research, p. 5, 2006.

MARINESCU, I. D.; UHLMANN, E.; DOI, T. K. **Handbook of lapping and polishing**. 1. ed. Wakefield: CRC Press, 2007. 491 p. ISBN 1-57444-670-3

MATSUI, S.; TAMAKI, J. **Effect of dresser type on the surface topography of grinding wheel**. Bull. Japan Soc. of Prec. Eng., v. 20, n. 2, June, 1986.

MINKE, E. **Grundlagen der Verschleiss ausbildung an nicht-rotierenden Abrichtschneiden zum Einsatz an konventionellen Schleifwerkzeugen**. Doctoral Thesis, University of Bremen, 1988.

OLIVEIRA, J. F. G. **Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação**. 271f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos - USP, São Carlos, 1988.

OLIVEIRA, J. F. G. **Tópicos avançados sobre o processo de retificação**. Publicação 048/89 da Escola de Engenharia de São Carlos - USP, São Carlos, 1989.

OLIVEIRA, J. F. G.; LIRANI, J. **Algumas considerações a respeito do desenvolvimento de CAM na indústria mecânica**, In: 7° SCNB – Seminário de Comando Numérico no Brasil – SOBRACOM, São Paulo, p. 14.01-14.15, 1987.

PAULMANN, R. **Grundlagen zu einem Verfahrensvergleich. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren.** v. 56, Ausgabe, Vulkann-Verlag, Essen, 1990.

PRICKEN, W. **Dressing of vitrified bond wheels with CVDRESS and MONODRESS.** Industrial Diamond Review IDR, v. 3, n. 99, p. 225-231, 1999.

RAMANATH, S.; KUO S. Y.; WILLISTON, W. H.; BULJAN, S. T. **Method for grinding precision components.** US Patent 6019668, 2000.

SALJÉ, E.; MACKENSEN, H.G.V. **Dressing of conventional and CBN grinding wheels with diamond form rollers.** In: Annals of the CIRP, v. 33, n. 1, p. 205-209, 1984.

SALJÉ, E.; PAULMANN, R. **Relations between abrasive process.** In: Annals of the CIRP, v. 37, p. 641-648, 1988.

SHAW, M. C. **Principles of Abrasive Processing.** Clarendon Press Oxford. p. 144-163, 1996.

SIMPFENDÖRFER, D. **Entwicklung und Verifizierung eines Prozeßmodelles beim Planläppen mit Zwangsführung.** Dissertation, TU Berlin, 1988.

SMITH, M.; SCHMID, F.; KHATTACK, C.P.; SCHMID K.; GOLINI, D.; LAMBROPOULOS, J.; ATWOOD M.; ZHOU, Y.; FUNKENBUSCH, P. D. **Sapphire fabrication for precision optics.** Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, v. 2857, p. 99-112, 1996.

SPUR, G.; EICHHORN, H. **Kinematisches Simulationsmodell des Läppscheibenverschleisses.** Industrial Diamond Review IDR, v. 31, n. 2, p.169-178, 1997.

SPUR, G.; SABOTKA, J. **Mecanismos de remoção de material no polimento de cerâmicas.** tradução: Revistas Máquinas e Metais, p. 32-41, 1991.

SPUR, G.; STÖFERLE, T. **Handbuck der Fertigungstechnik.** Spanen, Band 3/2, München: Hanser-Verlag, 1980.

STÄHLI, A.W. **The technique of lapping.** Technical Editorial of The A.W. Stähli, Biene, Switzerland, 35f. 1998.

STÄLHI, A.W. **Flat honing with diamond or cBN discs.** Industrial Diamond Review IDR, n. 1, p. 9-13, 2000.

TANAKA, T.; ESAKI, S.; NISHIDA, K.; NAKAJIMA, T.; UENO, K. **Development and application of porous vitrified-bonded wheel with ultra-fine diamond abrasives.** Key Engineering Materials, v. 257-258, p. 251-256, 2004.

TOMLINSON, W.J.; NEWTON, R.C. **Effect of grinding, lapping and various surface treatments on the strength of silicon nitride.** v. 45, p. 307-310, 1990.

TOMITA, Y.; EDA, H. **A study of the ultra precision grinding process on a magnetic disk substrate – development of new bonding materials for fixed abrasives of grinding stone.** Wear, v. 195, p. 74-80, 1996.

TÖNSHOFF, H. K.; EGGER, R.; LONGERICH, W.; PREISING, D. **Superfinishing ceramics,** Manufacturing Engineering, p. 52-59, 1998.

TÖENSHOFF, H. K.; PETERS, J.; INAZAKI, I.; PAUL, T. **Modelling and simulation of grinding process.** In: Annals of the CIRP, v. 41, n. 2, p. 677-688, 1992.

TOUGE, M.; MATSUO, T. **Removal rate and surface roughness in high-precision lapping of Mn-Zn ferrite.** In: Annals of the CIRP, v. 45, n. 1, p. 307-310, 1996.

ULHMANN, E.; ARDELT, T. **Kinematics and wheel wear in face grinding on lapping machines.** In: Progress of cutting and grinding – Internacional Academic Publishers, p. 251-256, 1998.

ULHMANN E.; ARDELT T. **Influence of kinematics on the face grinding process on lapping machines.** In: Annals of the CIRP, v. 48, n. 1, p. 281-284, 1999.

VENKATESH, V. C.; INASAKI, I.; TONSHOFF, H. K.; NAKAGAWA, T.; MARINESCU, I. D. **Observations on polishing and ultra-precision machining of semi-conductor substrate materials.** In: Annals of the CIRP, v. 44, n. 2, p. 611-18, 1995.

VERKERK, J., PEKELHARING, A.J. **The influence of the dressing operation on productivity in precision grinding.** In: Annals of the CIRP, v. 28, n. 2, p. 487-495, 1979.

VERSPUI, M. A.; WITH, G. de. **Three-body abrasion: Influence of applied load on bed thickness and particle size distribution in abrasive process.** Journal of European Ceramic Society, v. 17, p. 443-477, 1997.

WEBSTER, J.; TRICARD, M. **Innovations in abrasive products for precision grinding.** v. 53, n. 2, p. 597-617, 2004.

WIMMER J. **Konditionieren hochharter Schleifscheiben zum Schleifen von Hochleistungskeramik,** Doctoral Thesis, University of Kaiserslautern, 1995.

WOLTERS, P. **Fine grinding can be the answer (fine grinding systems),** Tooling & Production, n. 6, p. 45-46, 1998.

ZUM GAR, K. -H. **Grundlagen des Verschleißes.** VDI Berichte Nr. 600.3: Metallische und Nichtmetallische Werkstoffe und ihre Verarbeitungsverfahren im Vergleich, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1987.

ANEXO

Anexo 1: Programas

Dressagem

G91 (aciona modo incremental)

M03 S100.0000 (gira rebolo sentido horário)

G00 Y1 F50.000

M08 (liga fluido de corte abundante)

G04 P5.000 (tempo de espera)

G01 Y0.10 F50.000 (profundidade de dressagem)

G04 P5.000 (tempo de espera)

G01 X127.000 F12.368 (avanço de dressagem)

M09 (desliga fluido de corte)

G00 Y-1

G00 X-127

M05 (desliga o rebolo)

M30 (fim do programa)

Lapidoretificação

G90 (aciona modo absoluto)

G00 X127 Z0 (posição inicial)

M00 (MSG inserir corpo-de-prova e clicar "RESUME")

G00 X84 Z15

M03 S100.0000 (gira rebolo sentido horário)

M07 (liga fluido de corte método MQF)

G04 P5.000 (tempo de espera)

G91 (aciona modo incremental)

G00 Z11.9 (aplicação da carga de lapidoretificação)

G04 P60.000 (tempo de lapidoretificação)

G90 (aciona modo absoluto)

G00 Z15 (retirada da carga de lapidoretificação)

G04 P5.000 (tempo de espera)

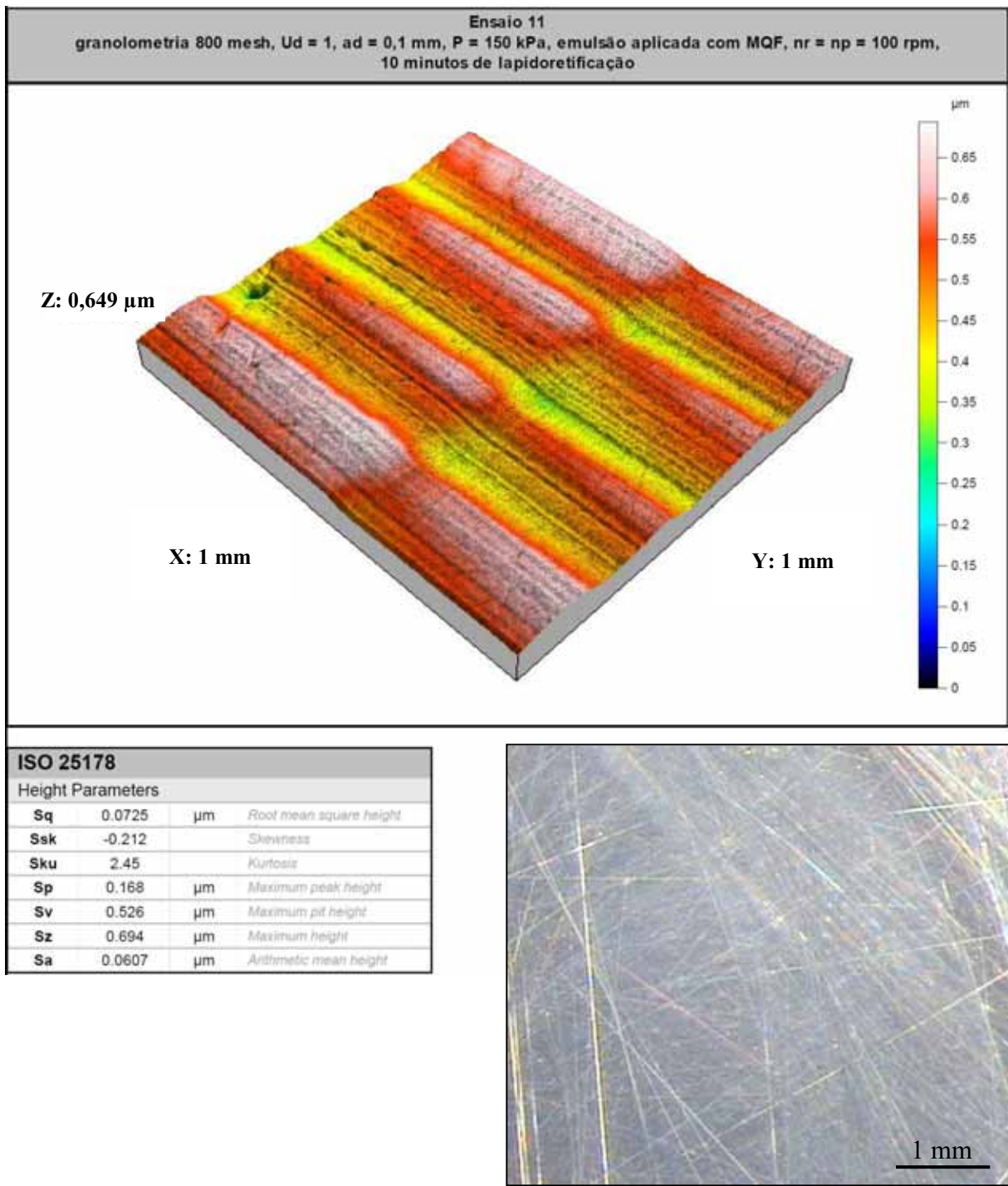
M09 (desliga fluido de corte)

M05 (desliga o rebolo)

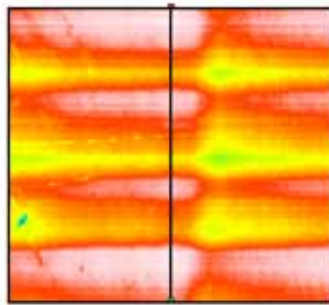
G00 X127 Z0

M30 (fim do programa)

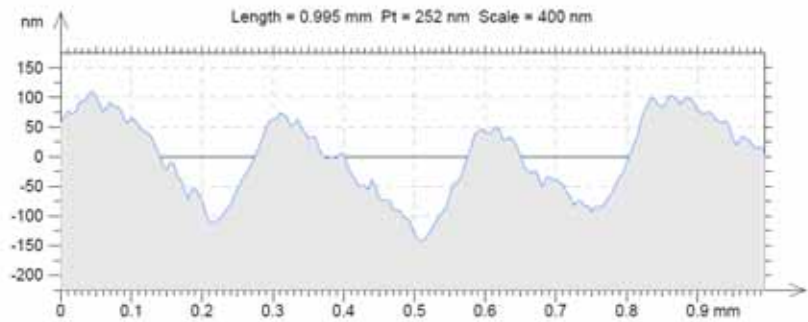
Anexo 2: Resultados dos ensaios 11 a 19



Ensaio 11 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	52.2	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	60.6	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	113	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	67.9	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	116	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	24.6	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	30.8	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-0.197		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	2.33		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

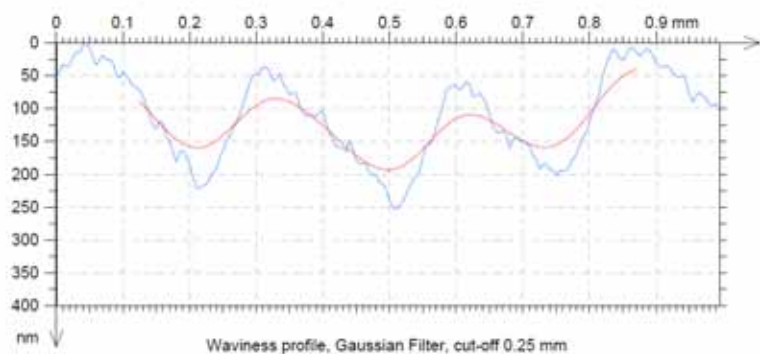
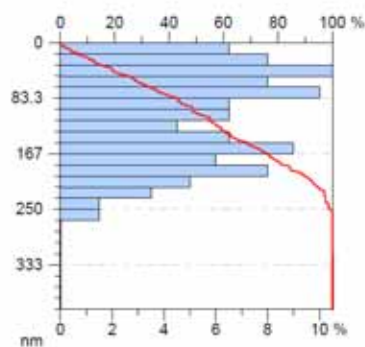
RSm	0.128	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.0798	*	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

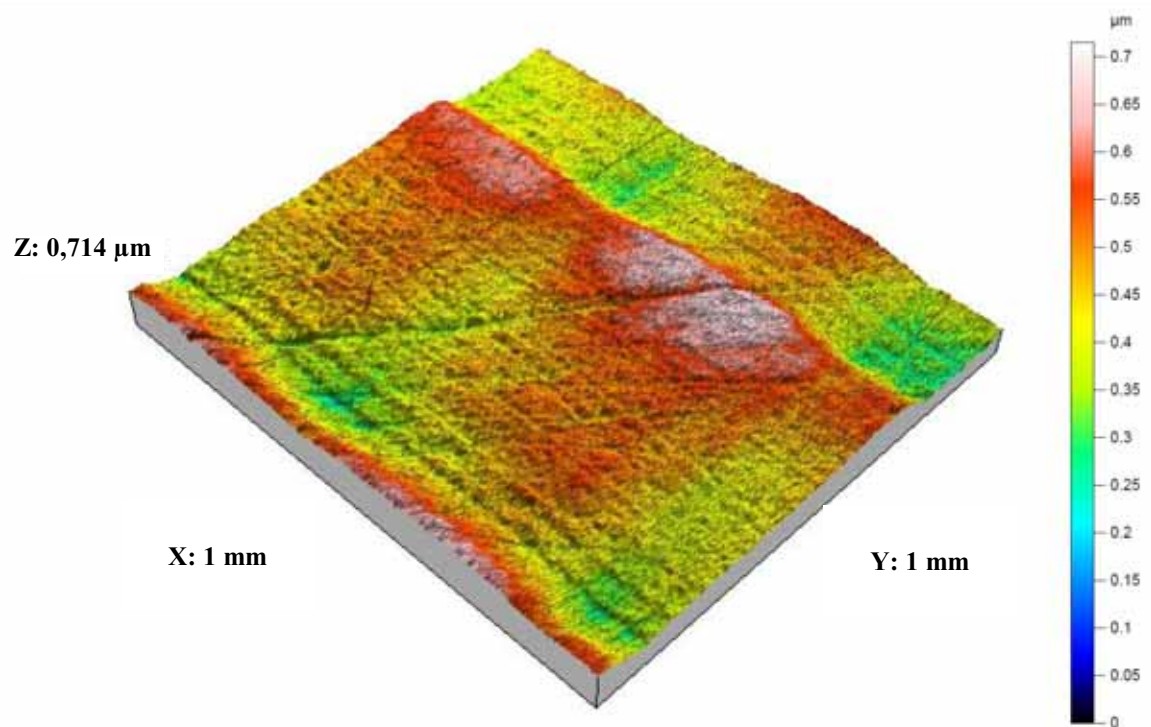
RPc	8.05	1/mm	+/-0.5 nm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	------	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	134	nm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	233	nm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



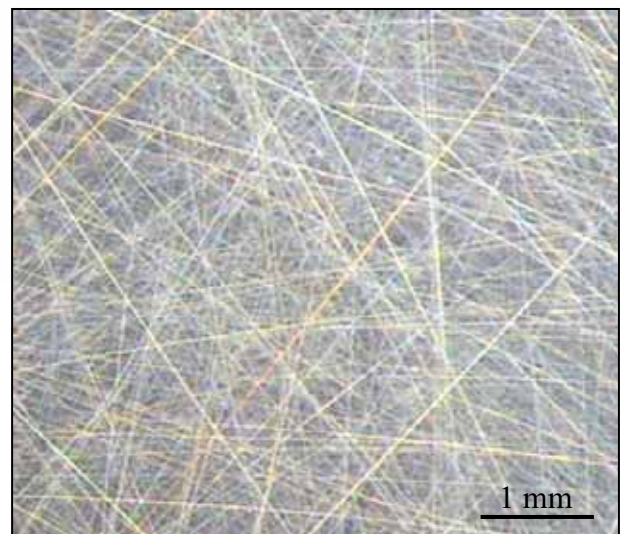
Ensaio 12
 granulometria 600 mesh, $U_d = 1$, $a_d = 0,1$ mm, $P = 150$ kPa, emulsão aplicada com MQF, $n_r = n_p = 100$ rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



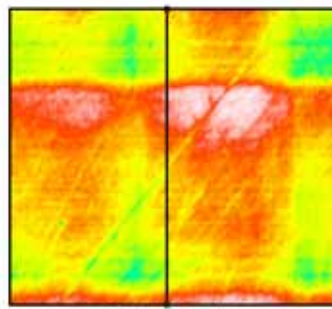
ISO 25178

Height Parameters

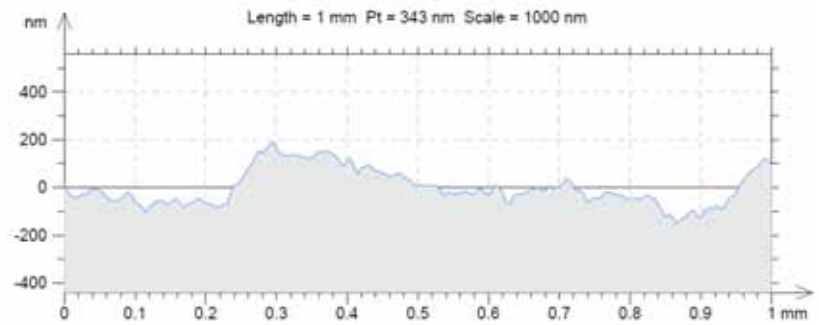
Sq	0.0824	μm	Root mean square height
Ssk	0.189		Skewness
Sku	2.7		Kurtosis
Sp	0.249	μm	Maximum peak height
Sv	0.466	μm	Maximum pit height
Sz	0.715	μm	Maximum height
Sa	0.0663	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 12 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	52.8	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	58.9	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	112	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	49.3	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	153	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	19.2	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	25.3	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	0.327		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	6.39		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

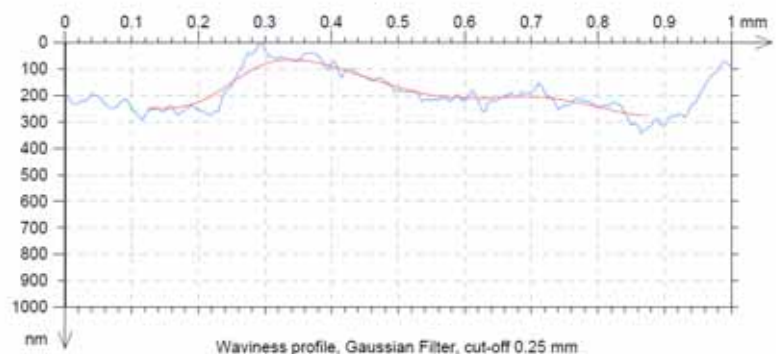
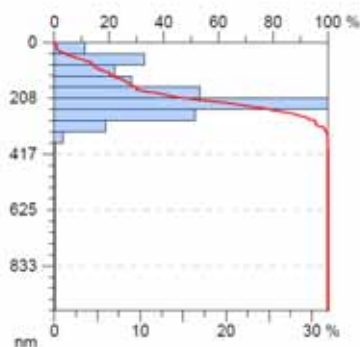
RSm	0.0592	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.116	°	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

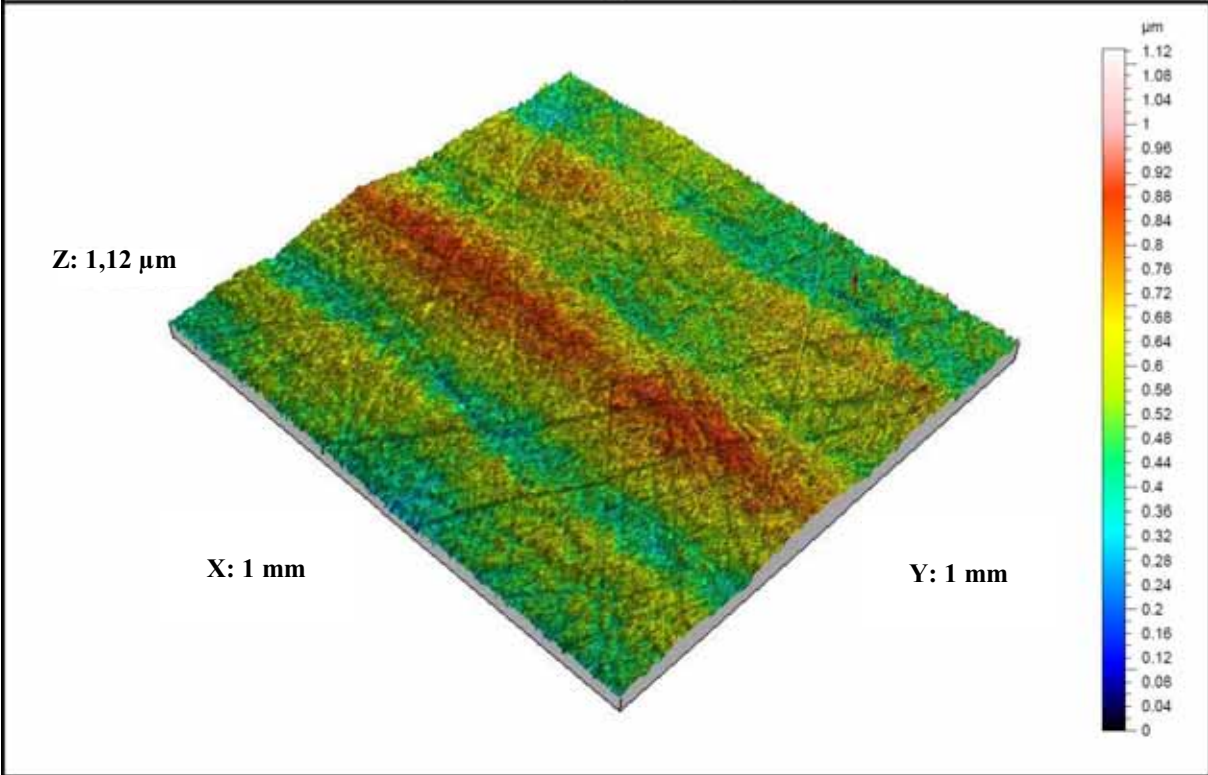
RPc	16	1/mm	+/-0.5 nm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	----	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

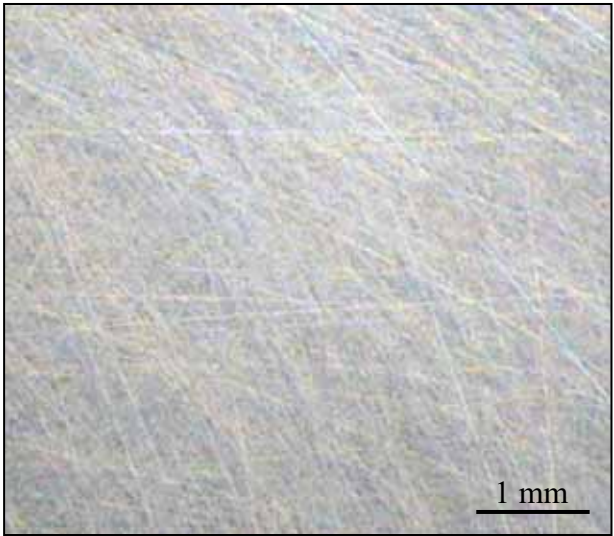
Pmr	100	%	c = 1000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	139	nm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	279	nm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



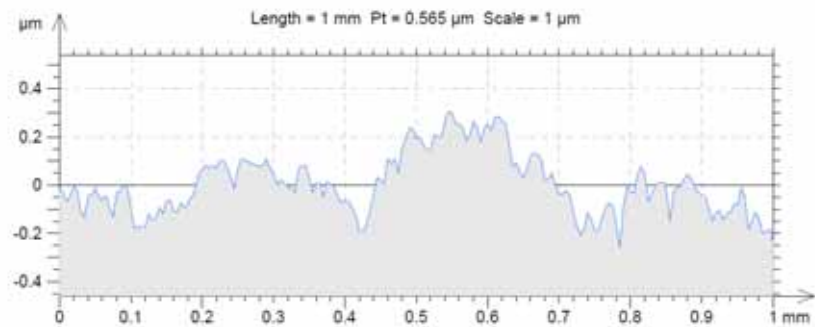
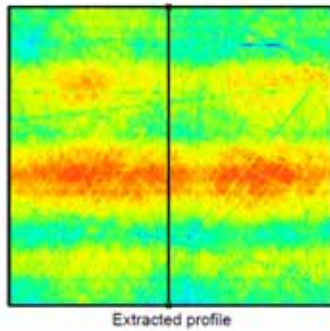
Ensaio 13
 granulometria 300 mesh, Ud = 1, ad = 0,1 mm, P = 150 kPa, emulsão aplicada com MQF, nr = np = 100 rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	0.124	μm	Root mean square height
Ssk	0.434		Skewness
Sku	2.8		Kurtosis
Sp	0.559	μm	Maximum peak height
Sv	0.565	μm	Maximum pit height
Sz	1.12	μm	Maximum height
Sa	0.0999	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 13 - continuação



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	0.0889	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	0.121	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	0.21	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	0.155	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	0.305	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	0.0424	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	0.0528	μm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-0.558		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	4.78		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

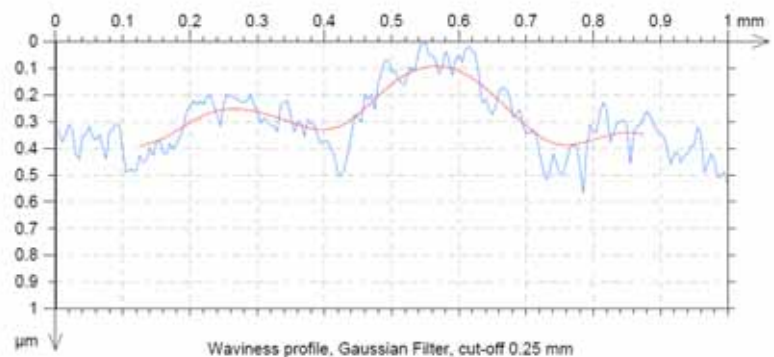
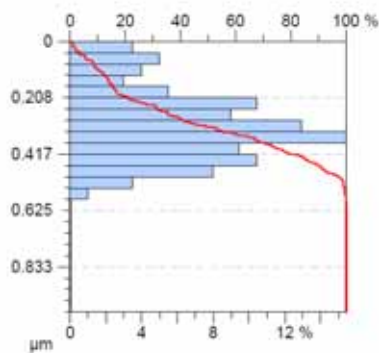
RSm	0.0596	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.287	*	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

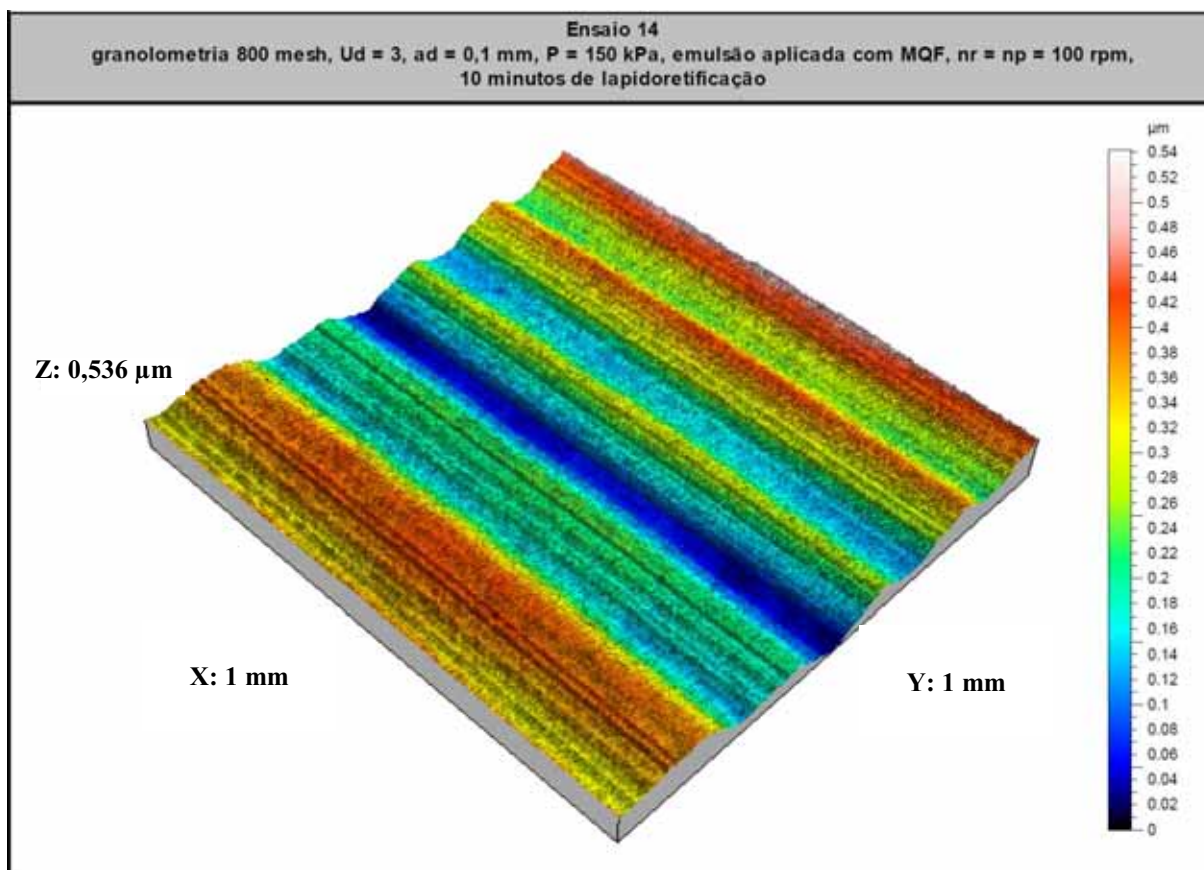
Peak parameters - Roughness profile

RPc	0	1/mm	+/-0.5 μm , Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	---	------	---	-------------------------------------

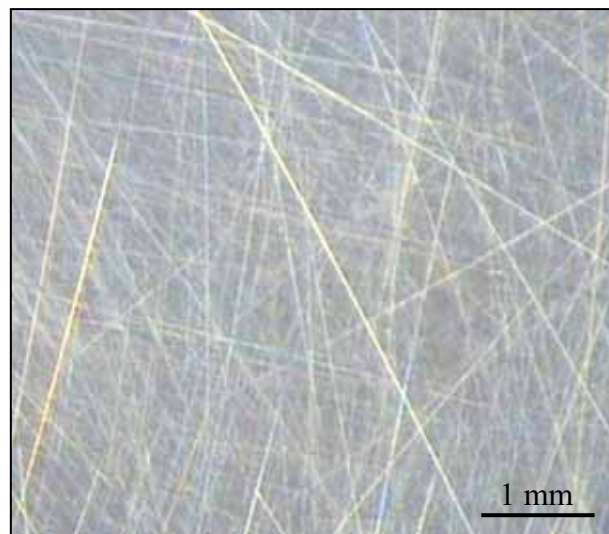
Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1 μm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3 μm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	0.216	μm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	0.465	μm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.

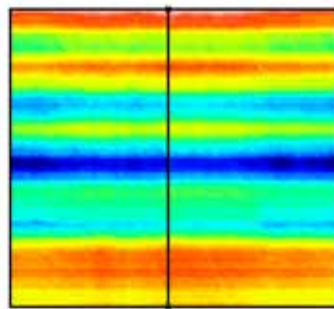




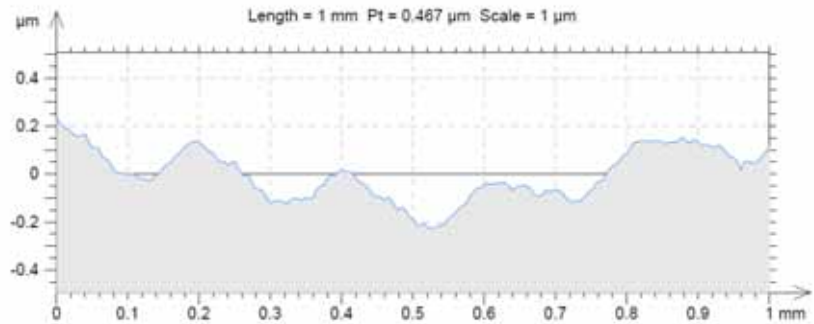
ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	0.105	μm	Root mean square height
Ssk	-0.062		Skewness
Sku	2.12		Kurtosis
Sp	0.283	μm	Maximum peak height
Sv	0.259	μm	Maximum pit height
Sz	0.542	μm	Maximum height
Sa	0.0896	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 14 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	0.0721	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	0.0663	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	0.138	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	0.13	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	0.144	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	0.0339	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	0.0399	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	0.0284		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	1.88		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

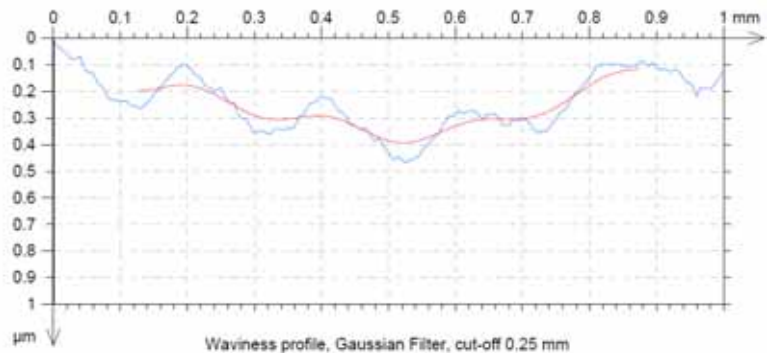
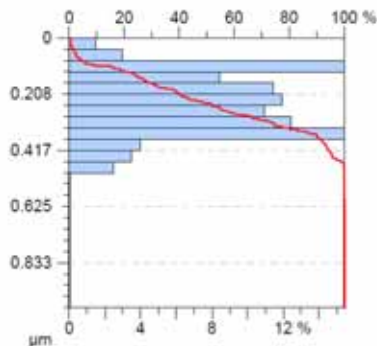
RSm	0.204	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.112	*	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

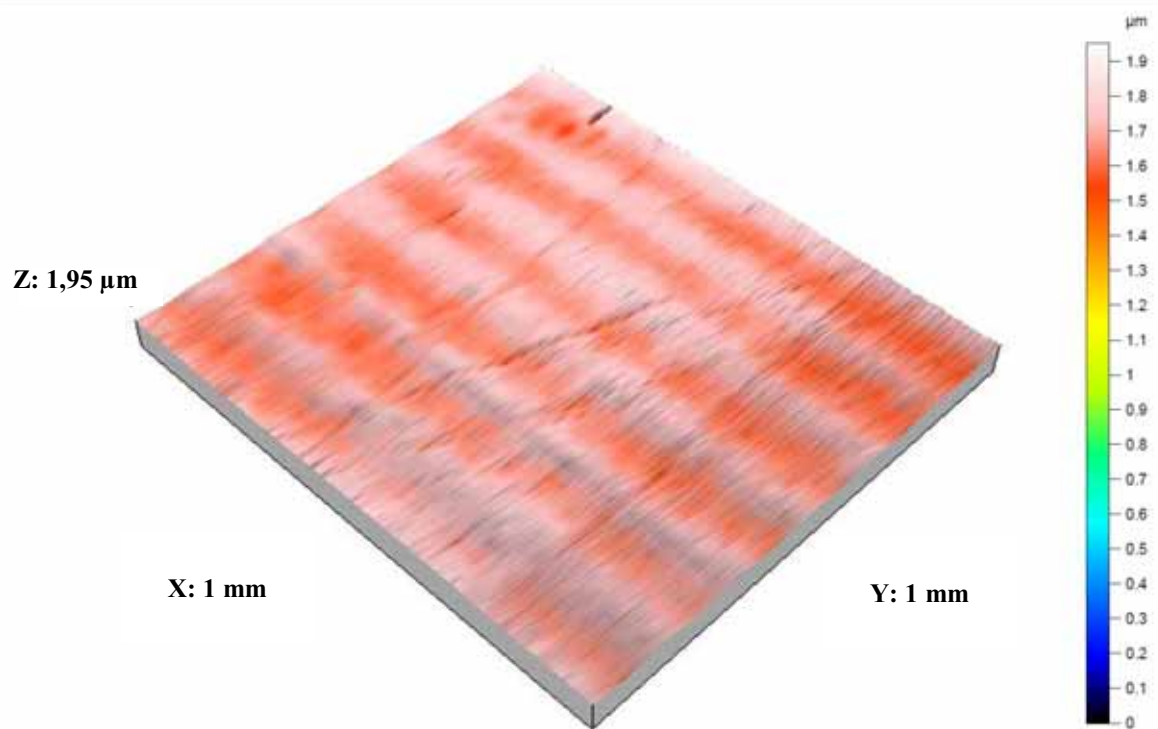
RPc	0	1/mm	+/-0.5 µm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	---	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	0.208	µm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	0.398	µm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



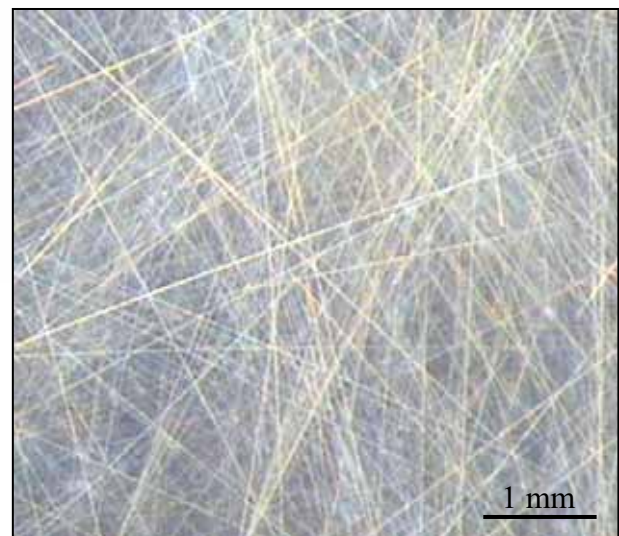
Ensaio 15
 granulometria 600 mesh, $U_d = 3$, $a_d = 0,1$ mm, $P = 150$ kPa, emulsão aplicada com MQF, $n_r = n_p = 100$ rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



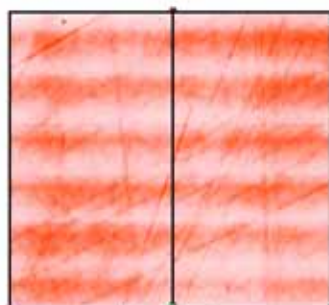
ISO 25178

Height Parameters

Sq	0.0575	μm	Root mean square height
Ssk	-0.577		Skewness
Sku	20.8		Kurtosis
Sp	0.254	μm	Maximum peak height
Sv	1.7	μm	Maximum pit height
Sz	1.95	μm	Maximum height
Sa	0.0463	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 15 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	64.3	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	67.4	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	132	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	75.9	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	141	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	32.1	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	38.2	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	0.0269		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	1.97		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

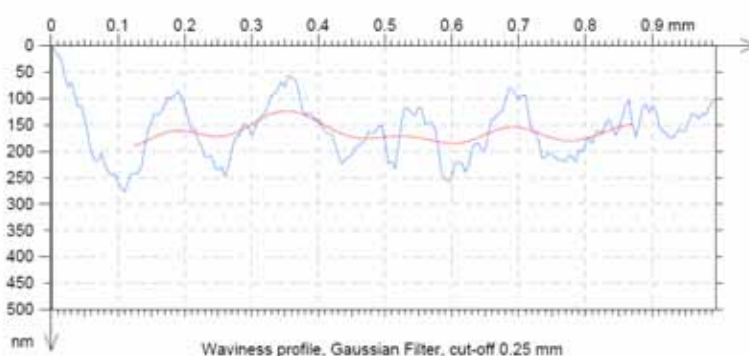
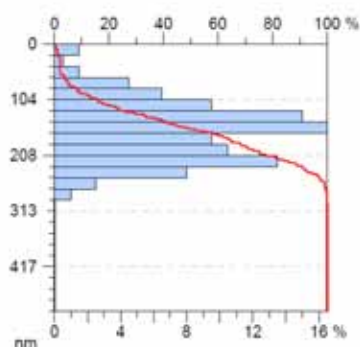
RSm	0.0878	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.143	"	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

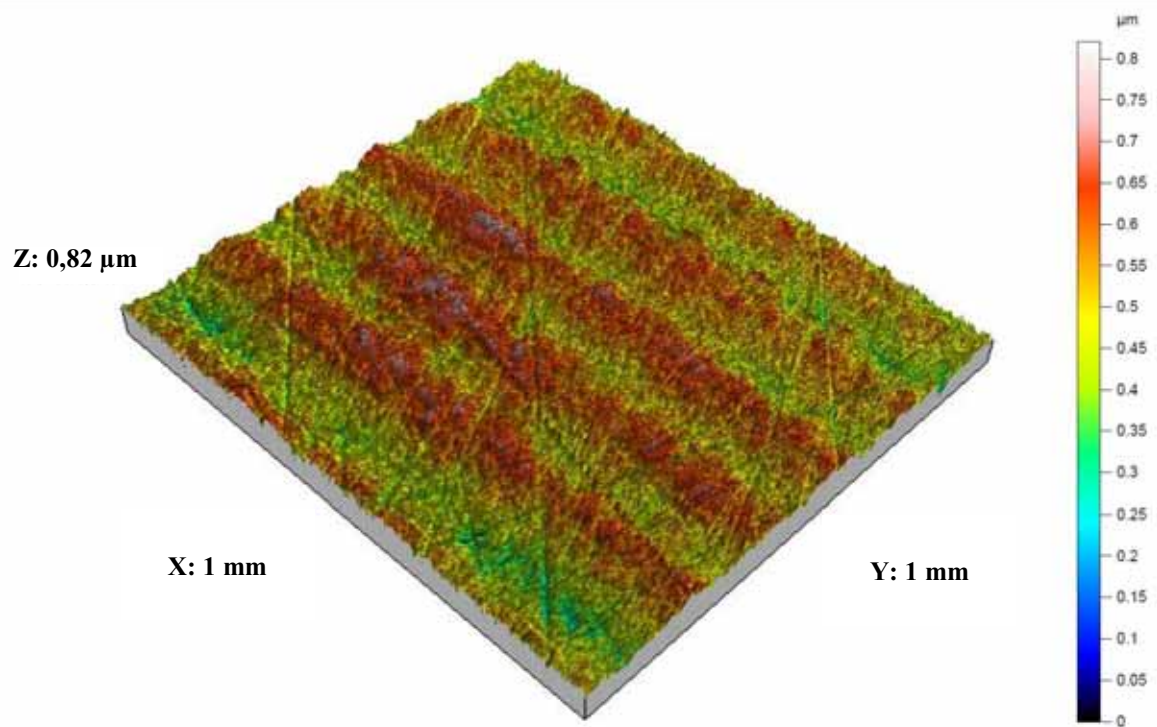
RPc	9.4	1/mm	+/-0.5 nm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	-----	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	94.2	nm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	232	nm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



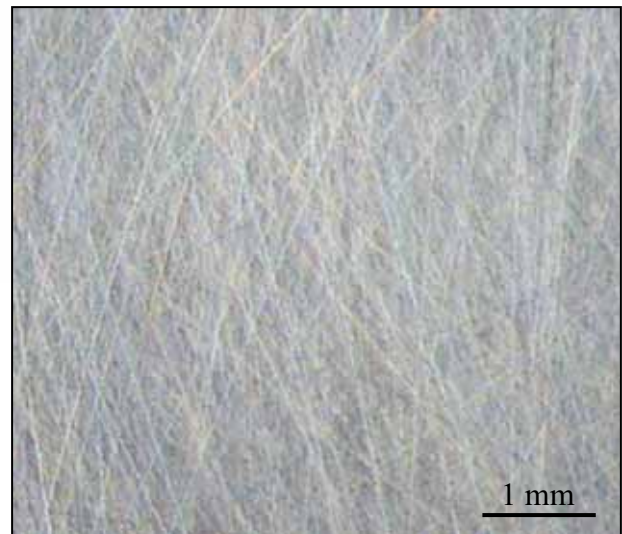
Ensaio 16
 granulometria 300 mesh, $U_d = 3$, $a_d = 0,1$ mm, $P = 150$ kPa, emulsão aplicada com MQF, $n_r = n_p = 100$ rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



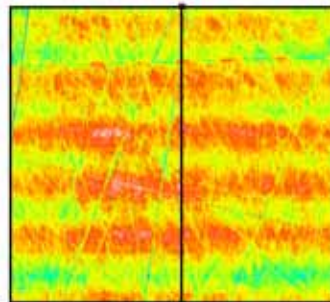
ISO 25178

Height Parameters

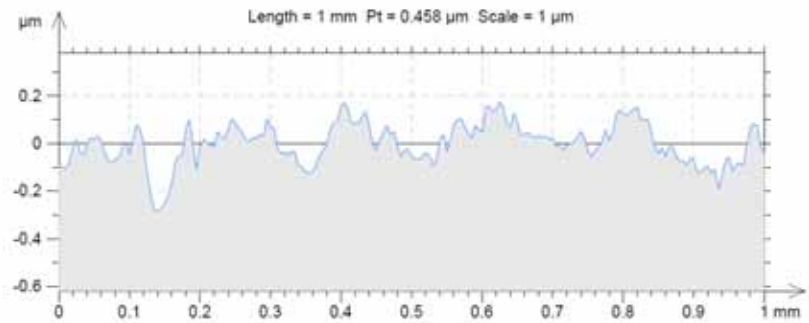
Sq	0.0847	µm	Root mean square height
Ssk	-0.247		Skewness
Sku	3.19		Kurtosis
Sp	0.313	µm	Maximum peak height
Sv	0.508	µm	Maximum pit height
Sz	0.821	µm	Maximum height
Sa	0.0675	µm	Arithmetic mean height



Ensaio 16 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	0.13	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	0.147	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	0.277	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	0.133	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	0.333	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	0.0551	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	0.0693	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-0.812		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	3.69		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

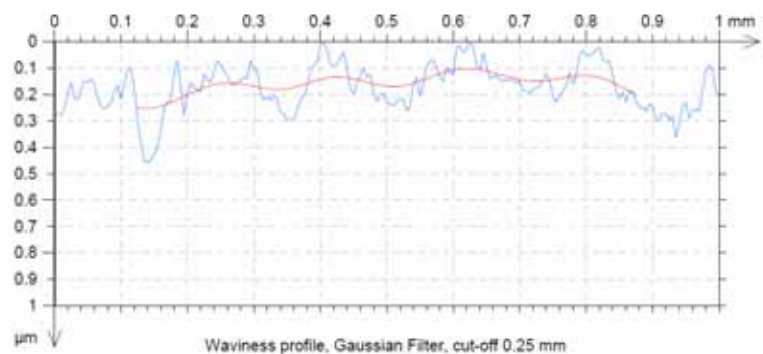
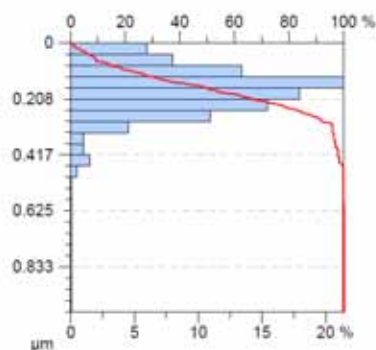
RSm	0.0626	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.363	°	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

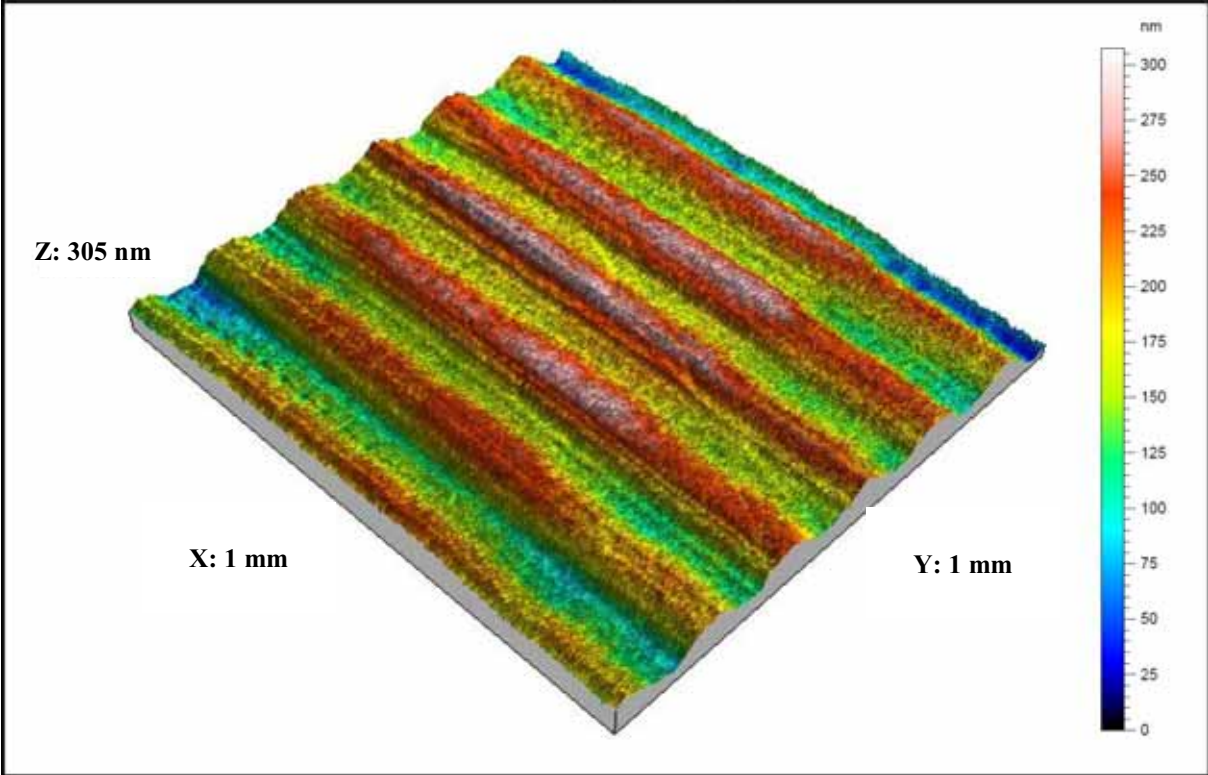
RPc	0	1/mm	+/-0.5 µm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	---	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

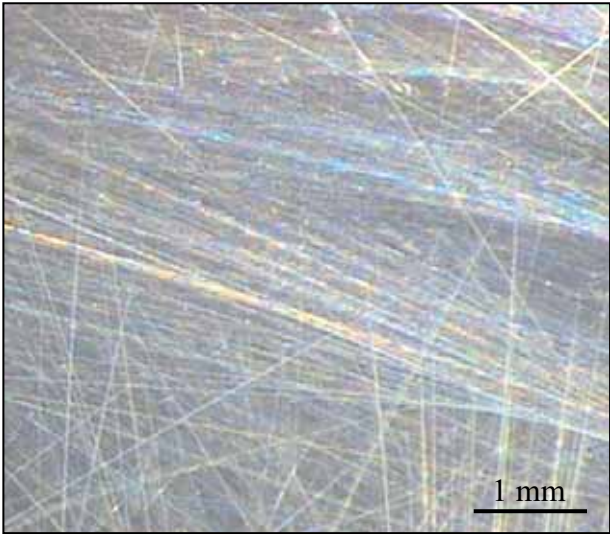
Pmr	100	%	c = 1 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	0.144	µm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	0.376	µm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



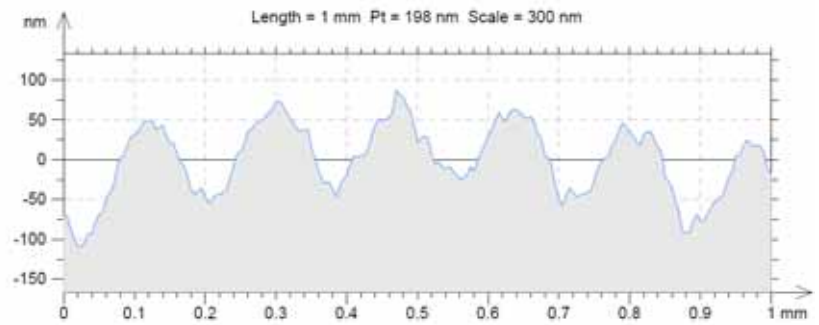
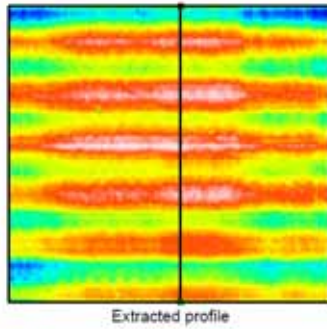
Ensaio 17
granulometria 800 mesh, Ud = 5, ad = 0,1 mm, P = 150 kPa, emulsão aplicada com MQF, nr = np = 100 rpm,
10 minutos de lapidoretificação



ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	49.8	nm	Root mean square height
Ssk	-0.384		Skewness
Sku	2.66		Kurtosis
Sp	121	nm	Maximum peak height
Sv	187	nm	Maximum pit height
Sz	307	nm	Maximum height
Sa	40.8	nm	Arithmetic mean height



Ensaio 17 - continuação



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	46.7	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	46.7	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	93.3	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	89.9	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	107	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	23.4	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	26.8	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-0.0463		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	1.78		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

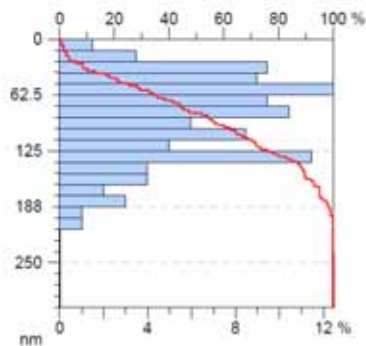
RSm	0.175	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.0792	*	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

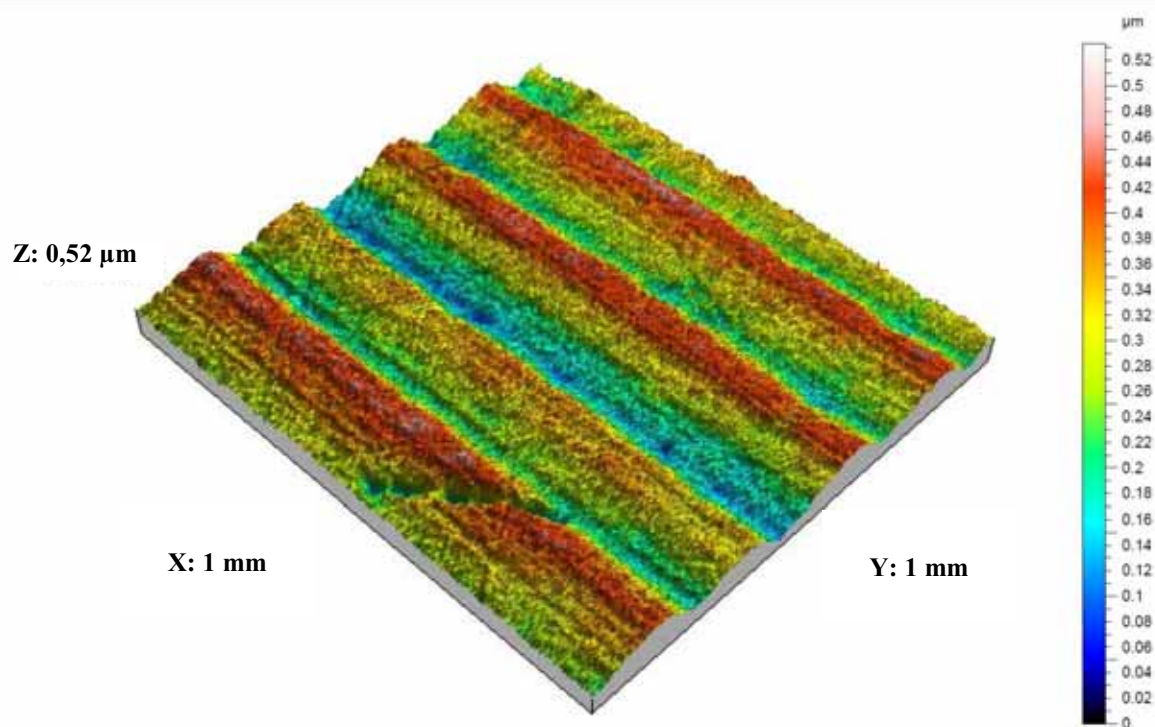
RPc	6.67	1/mm	+/-0.5 nm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	------	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	85.3	nm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	168	nm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



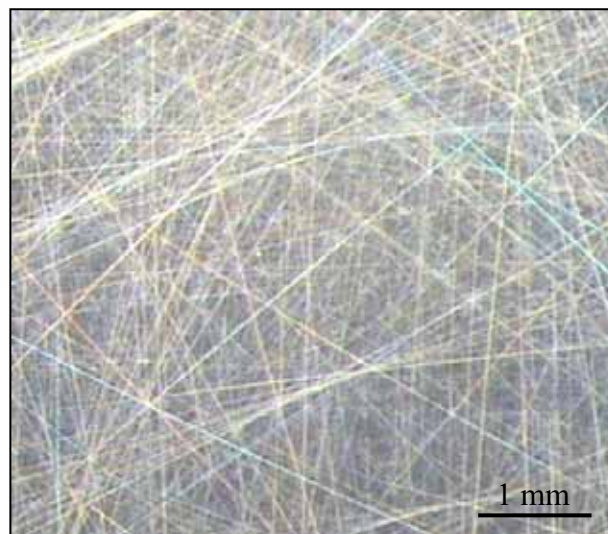
Ensaio 18
 granulometria 600 mesh, Ud = 5, ad = 0,1 mm, P = 150 kPa, emulsão aplicada com MQF, nr = np = 100 rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



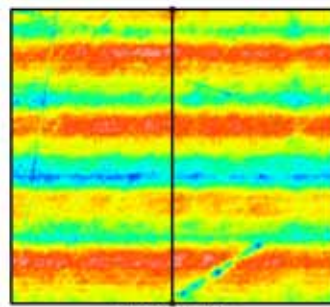
ISO 25178

Height Parameters

Sq	0.0787	μm	Root mean square height
Ssk	-0.172		Skewness
Sku	2.34		Kurtosis
Sp	0.234	μm	Maximum peak height
Sv	0.299	μm	Maximum pit height
Sz	0.533	μm	Maximum height
Sa	0.0649	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 18 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	65	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	78	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	143	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	150	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	156	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	27.2	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	34.3	nm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-0.143		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	2.47		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

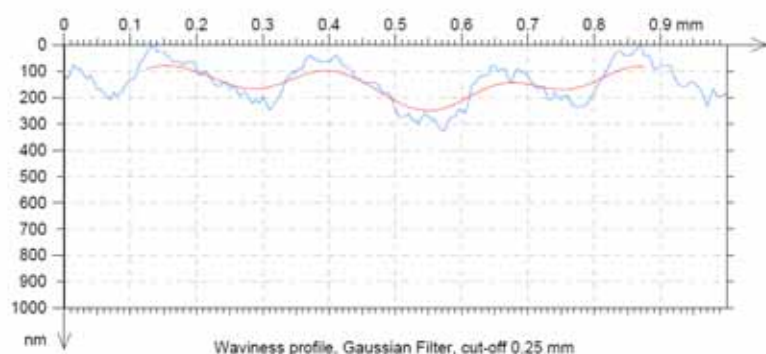
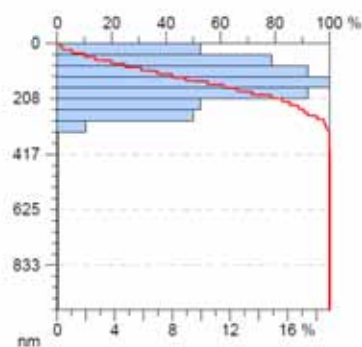
RSm	0.24	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.152	"	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

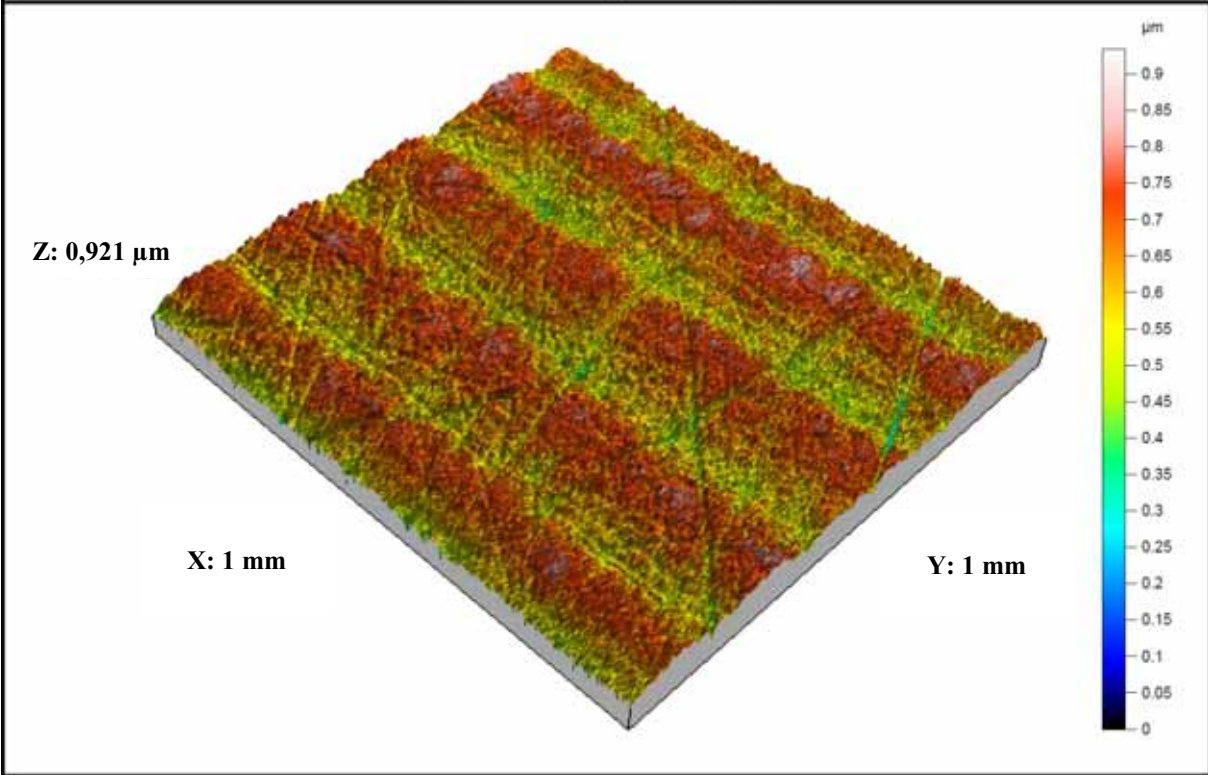
RPc	4	1/mm	+/-0.5 nm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	---	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

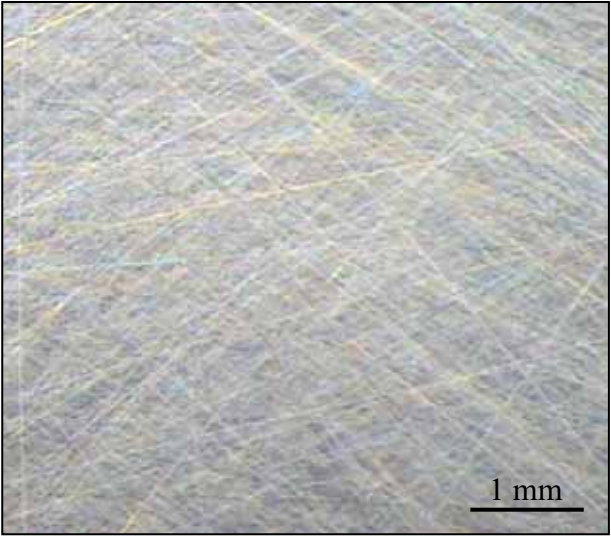
Pmr	100	%	c = 1000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3000 nm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	130	nm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	260	nm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.



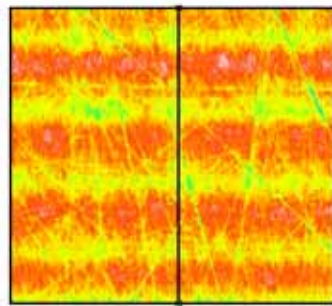
Ensaio 19
 granulometria 300 mesh, Ud = 5, ad = 0,1 mm, P = 150 kPa, emulsão aplicada com MQF, nr = np = 100 rpm,
 10 minutos de lapidoretificação



ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	0.0846	μm	Root mean square height
Ssk	-0.206		Skewness
Sku	3.15		Kurtosis
Sp	0.311	μm	Maximum peak height
Sv	0.623	μm	Maximum pit height
Sz	0.934	μm	Maximum height
Sa	0.0678	μm	Arithmetic mean height



Ensaio 19 - continuação



Extracted profile



ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	0.0677	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rp: Maximum Peak Height of the roughness profile.
Rv	0.183	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rv: Maximum Valley Depth of the roughness profile.
Rz	0.251	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rz: Maximum Height of roughness profile.
Rc	0.167	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rc: Mean height of the roughness profile elements.
Rt	0.339	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rt: Total Height of roughness profile.
Ra	0.0364	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Ra: Arithmetic Mean Deviation of the roughness profile.
Rq	0.0504	µm	Gaussian filter, 0.25 mm	Rq: Root-Mean-Square (RMS) Deviation of the roughness profile.
Rsk	-1.51		Gaussian filter, 0.25 mm	Rsk: Skewness of the roughness profile.
Rku	6.82		Gaussian filter, 0.25 mm	Rku: Kurtosis of the roughness profile.

ISO 4287

Spacing parameters - Roughness profile

RSm	0.0829	mm	Gaussian filter, 0.25 mm	RSm: Mean Width of the roughness profile elements.
Rdq	0.315	*	Gaussian filter, 0.25 mm	RDq: Root-Mean-Square Slope of the roughness profile.

Peak parameters - Roughness profile

RPc	0	1/mm	+/-0.5 µm, Gaussian filter, 0.25 mm	PPc: Peak Count on the raw profile.
------------	---	------	-------------------------------------	-------------------------------------

Material Ratio parameters - Primary profile

Pmr	100	%	c = 1 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pmr	100	%	c = 3 µm under the highest peak	Pmr: Relative Material Ratio of the raw profile.
Pdc	0.136	µm	p = 20%, q = 80%	Pdc: raw Profile Section Height difference.
Pdc	0.325	µm	p = 2%, q = 98%	Pdc: raw Profile Section Height difference.

