

MAYARA FERNANDA PEREIRA

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE
DRESSAGEM NA INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE DA
LIGA Ti-6Al-4V**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2022

MAYARA FERNANDA PEREIRA

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE DRESSAGEM NA
INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE DA LIGA Ti-6Al-4V**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2022

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

P436
2022

Pereira, Mayara Fernanda, 1992-
Estudo da influência das condições de dressagem na
integridade da superfície da liga Ti-6Al-4V [recurso
eletrônico] / Mayara Fernanda Pereira. - 2022.

Orientador: Rosemar Batista da Silva.
Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Pós-graduação em Engenharia Mecânica.
Modo de acesso: Internet.
Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2022.206>
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica. I. Silva, Rosemar Batista da,
1974-, (Orient.). II. Universidade Federal de
Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III.
Título.

CDU: 621

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
 Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
 Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
 Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 323, COPEM				
Data:	13/04/2022	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento:	12:45
Matrícula do Discente:	11823EMC012				
Nome do Discente:	Mayara Fernanda Pereira				
Título do Trabalho:	Estudo da Influência das Condições de Dressagem na Integridade da Superfície da Liga Ti-6Al-4V				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:					

Reuniu-se via webconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU; Rosenda Valdés Arencibia - FEMEC/UFU; Alessandro Roger Rodrigues - EESC/USP, Alexandre Mendes Abrão - UFMG e Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU, orientador(a) do(a) candidato(a). Ressalta-se que o Dr. Alessandro Roger Rodrigues participou da defesa por meio de videoconferência desde a cidade de São Carlos/SP, Alexandre Mendes Abrão desde a cidade de Belo Horizonte e os demais membros da banca e o aluno participaram *in loco*.

Iniciando os trabalhos o(a) presidente da mesa, Dr(a). Rosemar Batista da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato(a), agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/04/2022, às 18:18, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 20/04/2022, às 13:59, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alessandro Roger Rodrigues, Usuário Externo**, em 20/04/2022, às 14:52, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrão, Usuário Externo**, em 20/04/2022, às 18:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rosenda Valdes Arencibia, Professor(a) do Magistério Superior**, em 25/04/2022, às 13:10, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **3521886** e o código CRC **F312A859**.

DEDICATÓRIA

À minha mãe Eleci Pereira e à minha
tia Idê Pereira por todo amor, apoio
e compreensão.

AGRADECIMENTOS

Inicialmente, eu agradeço a Deus por ter abençoado meus caminhos e os meus estudos, permitindo desta forma que esse trabalho fosse concretizado.

Ao meu orientador Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva pela orientação, suporte, incentivo, ensinamentos e amizade, essenciais para a realização deste trabalho.

À minha mãe Eleci Pereira e à minha tia Idê Pereira pelo amor, compreensão, carinho e apoio em todos os momentos, sempre me incentivando a persistir nos meus estudos.

Ao meu companheiro Bruno Souza Abrão que sempre esteve ao meu lado a todo instante me amparando e me auxiliando ao longo da realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC), ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e Laboratório de Usinagem Convencional pela oportunidade de estudo concedida.

Às agências de fomento CAPES, pela concessão da bolsa de doutorado, e CNPQ e FAPEMIG, pelo apoio financeiro ao projeto.

A todos os professores, técnicos e alunos do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e do Laboratório de Usinagem Convencional (LUC) pela amizade, apoio e contribuição ao longo do desenvolvimento do trabalho, em especial aos doutorandos, Antônio Vitor de Mello, Raphael Paiva de Lima e Leonardo Rosa Ribeiro da Silva.

À empresa Alcar abrasivos pelo fornecimento das ferramentas utilizadas nos ensaios.

PEREIRA, M. F. **Estudo da influência das condições de dressagem na integridade da superfície da liga Ti - 6Al - 4V**. 2022. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

RESUMO

Ligas de titânio possuem uma combinação única de propriedades que as fazem ser empregadas, principalmente, na indústria aeronáutica. Alguns componentes do motor aeronáutico, como as pás, dentre outros, são submetidos ao processo de retificação ao final da sua cadeia produtiva, por exigirem uma elevada qualidade superficial. Contudo, as ligas de titânio são materiais de difícil usinabilidade e assim, a correta seleção dos parâmetros operacionais é fundamental. Tendo em vista que a dressagem é uma operação indispensável à retificação, a qual define a sua finalidade e a integridade superficial das peças retificadas, a correta seleção dos parâmetros de dressagem é igualmente importante. Todavia, são poucos os trabalhos disponíveis na literatura que buscam avaliar os efeitos da dressagem sobre a retificabilidade de ligas de titânio. Nesse sentido, o presente trabalho tem por finalidade avaliar os efeitos que diferentes condições de dressagem de um rebolo de carbeto de silício (SiC) podem exercer sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, em comparação com os efeitos proporcionados por diferentes condições de penetração de trabalho. Para isso como parâmetros de entrada foram empregados dois tipos de dressadores (fliesen e ponta única de diamante), dois graus de recobrimento ($U_d = 3$ e $U_d = 12$), duas profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$), os quais foram utilizados na dressagem de um rebolo de SiC (#46), e três penetrações de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) utilizadas ao longo dos ensaios de retificação plana tangencial em amostras de Ti-6Al-4V. Os resultados mostraram que a mudança no condicionamento do rebolo de uma condição grosseira (dressador fliesen, $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) para uma condição suave (dressador ponta única, $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$) proporcionou reduções de 54,62 %, 41,34 % e 49,25 % nas rugosidades R_a , R_t e R_z , respectivamente; melhorou a textura das superfícies retificadas; assegurou uma pequena variação na microdureza (4,75 %) em relação a referência, diminuindo inclusive a extensão dessa variação para 120 μm abaixo da interface de retificação; eliminou evidências de danos microestruturais; permitiu uma redução no consumo de energia em até 24,33 %; gerou uma queda de 96,85 % nos macroefeitos, bem como a redução nos microefeitos gerados na superfície de corte do rebolo e, em termos de relação G, a mudança no grau de recobrimento de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ ocasionou um aumento de até 65,33 %. Ainda de acordo com a análise de variância, a penetração de trabalho, quando analisada isoladamente, não exerceu

influência sobre os resultados diferentemente de quando analisada em conjunto com o grau de recobrimento do rebolo que, assim como os demais parâmetros de dressagem, exerceu influência expressiva sobre os resultados. Constatou-se que a combinação entre a condição de dressagem do rebolo com dressador de ponta única com $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$ foi capaz de melhorar a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, independentemente da penetração de trabalho.

Palavras-chave: Liga Ti-6Al-4V, retificação, dressagem, qualidade superficial, retificabilidade, potência de retificação, Relação G.

PEREIRA, M. F. **Influence study of dressing conditions on the surface integrity of Ti – 6Al – 4V**. 2022. Doctoral Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia – MG.

ABSTRACT

Titanium alloys have a unique combination of properties that make them used mainly in the aeronautical industry. Some aeronautical engine components, such as blades, among others, are subjected to the grinding process at the end of their production chain, due to the need for high surface quality. However, titanium alloys are materials of difficult machinability and thus, the correct selection of operational parameters is essential. By considering that dressing is an essential operation for grinding, which defines its purpose and the surface integrity of the ground parts, the correct selection of dressing parameters is equally important. Nevertheless, there are few studies available in the literature that seek to evaluate the effects of dressing on titanium alloys grinding. In this sense, the present work aims to evaluate the effects that different dressing conditions of silicon carbide (SiC) grinding wheel play on the Ti-6Al-4V alloy grindability, in comparison with the effects provided by different radial depths of cut. Therefore, as input parameters two types of dressers were used (fliesen and single diamond tip), two overlap ratio ($U_d = 3$ and $U_d = 12$), two dressing infeed ($a_d = 20 \mu\text{m}$ and $a_d = 40 \mu\text{m}$), which were used in the dressing of a SiC grinding wheel (#46), and three radial depth of cut ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$, and $a_e = 30 \mu\text{m}$) used throughout the peripheral surface grinding tests on of Ti-6Al-4V alloy samples. As a results, the change in grinding wheel conditioning from a coarse condition (fliesen dresser, $U_d = 3$ and $a_d = 40 \mu\text{m}$) to a smooth condition (single point dresser, $U_d = 12$ and $a_d = 20 \mu\text{m}$) provided a reduction of 54.62%, 41.34% and 49.25% in roughness R_a , R_t , and R_z , respectively as well as improved the texture of ground surfaces and ensured a short deviation in microhardness (4.75%) concerning the reference, even reducing the extent of this variation to 120 μm below the grinding interface; this change also eliminated evidence of microstructural damage, allowed a reduction in energy consumption by up to 24.33%; generated a 96.85% drop in macro effects, as well as a reduction in micro effects generated on the grinding wheel's cutting surface and, in terms of the G ratio, the change in the degree of coating from $U_d = 3$ to $U_d = 12$, caused an increase up to 65.33%. Also according to the analysis of variance, when radial depth of cut is examined in isolation from other independent variables it did not influence the results, unlike when it was analyzed in combination with the degree of overlap ratio that, similar to the other dressing parameters, it has a significant influence about the results. Therefore, the dressing condition of the SiC

grinding wheel capable of improving of Ti-6Al-4V alloy grindability is the use of a single-point dresser, combined with $U_d = 12$ and $a_d = 20 \mu\text{m}$, regardless of radial depth of cut.

Keywords: Ti-6Al-4V alloy, grinding, dressing, fliesen surface quality, grindability, grinding power, G-ratio.

LISTA DE FIGURAS E ILUSTRAÇÕES

Figura 2. 1 – Estrutura cristalina hexagonal compacta (α – titânio) e cúbica de corpo centrado (β – titânio) (LEYENS; PETERS, 2003).	10
Figura 2. 2 – Diagrama de fases de diferentes ligas de titânio (Adaptado de LEYENS; PETERS, 2003).	11
Figura 2. 3 - Aplicações de ligas de titânio: palheta de turbina (a) (Fonte: https://www.dvidshub.net/image/829904/united-airlines-high-pressure-turbine-blades - Acesso em 15 mai. 2021); rótula do joelho (b) (Fonte: http://www.drsergiocosta.com.br/protese-de-joelho.html#.YKA8UKhKiUk - Acesso em 15 mai. 2021); parafuso de implante dentário (c) (Fonte: https://www.terra.com.br/noticias/oral-360-tudo-sobre-implante-dentario,6bf751f4b74072e153fca2a6c48862b74jz1elo2.html - Acesso em 15 mai. 2021); disco de freio (d) (Fonte: https://www.solucoesindustriais.com.br/empresa/maquinas-e-equipamentos/nas-titanio/produtos/ferramentas/rotores-de-titanio - Acesso em 15 de mai. 2021); lâminas de reatores da indústria química (e) (Fonte: https://www.nastitanio.com.br/produtos/vasos-de-pressao-e-reatores-de-titanio Acesso em 15 mai. 2021); carcaça de trocador de calor marítimo (f) (Fonte: https://www.solucoesindustriais.com.br/empresa/maquinas-e-equipamentos/global-trocadores-de-calor/produtos/maquinas-ferramenta/trocador-de-calor-bitubular - Acesso em 15 mai. 2021).	12
Figura 2. 4 - Componentes de uma turbina ou motor aeronáutico e os seus respectivos materiais constituintes (Adaptado de < https://www.interempresas.net/Aeronautica/Articulos/137726-Proceso-robusto-de-mecanizado-de-piezas-de-turbomaquinaria.html > Acesso em 4 out. 2019).	14
Figura 2. 5 – Valores de rugosidade R_a e R_t em função da penetração de trabalho em amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC (Adaptado de De Mello et al. (2017)).	17
Figura 2. 6 – Valores de rugosidade R_a em função da penetração de trabalho obtidos em amostras da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de (SETTI; YADAV; GHOSH, 2014)).	18
Figura 2. 7 - Valores de rugosidade R_a em função da velocidade da peça V_w , da penetração de trabalho a_e e da velocidade de corte V_s do rebolo de cBN (HSG e CSG) (Adaptado de LI et al. (2018)).	19
Figura 2. 8 - Valores dos parâmetros de rugosidade R_a e R_z em função do percentual de grafeno diluído em fluido de corte, na retificação de amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de cBN (Adaptado de Singh; Sharma; Dogra, 2020).	20

Figura 2. 9 - Rugosidade Ra em função das condições de dressagem e de corte (ADAPTADO de MUKHOPADHYAY et al., 2019).....	21
Figura 2. 10 – Imagens de MEV de amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC a seco (a), fluido blasocut (b), água e sabão (c), nitreto de sódio (d) e propileno glicol (e) (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019).	23
Figura 2. 11 – Imagens de MEV das amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC convencional e com 30 % de abrasivos agregados, a um $a_e = 20 \mu\text{m}$ (KACALAK et al., 2018).	24
Figura 2. 12 – Imagens de MEV de amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC a uma $a_e = 10 \mu\text{m}$ (a) e $a_e = 20 \mu\text{m}$ (b) (Adaptado de DE MELLO et al., 2017).	25
Figura 2. 13 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada de amostras da liga Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de alumina a um $a_e = 5 \mu\text{m}$ e $V_w = 40 \text{ m/min}$ (Adaptado de SADEGHI et al., 2009).	27
Figura 2. 14 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada em diferentes condições de penetração de trabalho do rebolo de SiC sobre amostras de Ti-6Al-4V (Adaptado de DE MELLO et al., 2017).	28
Figura 2. 15 – Microestruturas da liga de Inconel 718 após retificação com rebolo de SiC a um $a_e = 20 \mu\text{m}$ e MQL + grafeno (0,1 %) (a) e a um $a_e = 40 \mu\text{m}$ e técnica convencional (b) ((DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019).	30
Figura 2. 17 – Relação G em função das condições de lubrificação (ADAPTADO de KUNDU et al. (2018)).	33
Figura 2. 18 – Relação G em função da penetração de trabalho e das condições de dressagem (ADAPTADO de (MUKHOPADHYAY et al., 2019)).	35
Figura 2. 19 – Relação G em função das condições do rebolo abrasivo de cBN (ADAPTADO de ZHAO et al. (2020)).	36
Figura 2. 20 – Representação esquemática da ação do rebolo abrasivo sobre a peça, ao longo do processo de retificação plana tangencial (Adaptado de Marinescu, 2016).	38
Figura 2. 21 – Representação das interfaces cavaco-ferramenta em processos que envolvem ferramenta com geometria definida (a) e ferramenta com geometria não definida (b) (Adaptado de Neugebauer et al., 2011).	39
Figura 2. 22 – Representação esquemática das etapas que envolvem o mecanismo de remoção de material da peça ao longo da retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).	41
Figura 2. 23 – Imagens de MEV de cavacos da liga Ti-6Al-4V retificada com rebolo de alumina em diferentes condições operacionais (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019d).	43
Figura 2. 24 – Imagens de MEV dos cavacos gerados após a retificação da liga Ti-6Al-4V com rebolos de alumina e de SiC (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).	44

Figura 2. 25 – Imagens de MEV dos abrasivos de cBN antes e após os ensaios experimentais de retificação em amostras da liga Ti-6Al-4V em diferentes penetrações de trabalho (a) antes da retificação, após 100 μm , 75 μm , 50 μm e 20 μm (Adaptado de NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2018).	45
Figura 2. 26 - Ilustração das grandezas físicas do processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	47
Figura 2. 27 - Esquema acerca do mecanismo de desgaste em rebolos (a): A – desgaste por atrito; B – fratura do grão abrasivo e C – fratura do ligante e ação dos abrasivos do rebolo sobre a superfície da peça (b) (Marcelino et al., 2013).	50
Figura 2. 28 - Tipos de dressadores estáticos: a) ponta única de diamante, b) fliesen e c) conglomerado (Fonte: https://www.cometd.de/fileadmin/dokumente/Katalog_Abrichttechnik.pdf - Acesso em 25 de maio de 2020).	53
Figura 2. 29 - Tipos de dressadores rotativos: a) copo reto, b) disco rotativo e c) rolo de diamante (KLOCKE, 2009).	53
Figura 2. 30 - Representação esquemática dos macroefeitos gerados pela dressagem com dressador de ponta única de diamante (SAKAMOTO, 2016).	54
Figura 2. 31 - Representação esquemática dos microefeitos gerados pela operação de dressagem com dressador de ponta única de diamante (SAKAMOTO, 2016).	54
Figura 2. 32 - Principais parâmetros da operação de dressagem (Adaptado de JACKSON; DAVIM, 2011).	56
Figura 2. 33 - Fratura por cisalhamento dos abrasivos (a), microfratura em partículas triangulares (b) e variação no grau de alongamento das partículas submetidas à fratura, após a operação de dressagem com dressador rotativo (PALMER, et al., 2018b).	58
Figura 2. 34 - Superfícies dos rebolos de SiC após 10 minutos submetidos ao processo de lapidoretificação, após serem submetidos à operação de dressagem com diferentes graus de recobrimento U_d (FIOCCHI; FORTULAN; DE ANGELO SANCHEZ, 2015).	59
Figura 2. 35 - Desgaste radial do rebolo em função do volume de material removido da liga 90MnCrV8 retificada (Adaptado de PRINZ et al., 2018).	60
Figura 2. 36 - Valores de rugosidade média R_a em função da penetração de trabalho a_e , para cada condição de profundidade de dressagem a_d (Adaptado de MUKHOPADHYAY et al., 2019).	61
Figura 2. 37 - Relação G em função da penetração de trabalho a_e , para diferentes condições de profundidade empregadas (Adaptado de MUKHOPADHYAY et al., 2019).	62
Figura 2. 38 – Imagens de MEV dos abrasivos de SiC do rebolo submetidos a dressagem com profundidades de dressagem equivalentes a 5 μm (a), 10 μm (b), 15 μm (c), 20 μm (d) e 25 μm (e) (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).	63

Figura 2. 39 – Valores de rugosidade Ra e Rz em função do grau de recobrimento do rebolo (Ud) (Adaptado de KADIVAR et al., 2018).....	64
Figura 3. 1 – Máquina retificadora plana tangencial semiautomática, P36, empregada nos ensaios experimentais (disponível em Laboratório de Usinagem Convencional – UFU).....	66
Figura 3. 2 - Fluxograma das atividades desenvolvidas ao longo da análise da retificabilidade da liga de titânio, em termos de dressagem e da penetração de trabalho.	68
Figura 3. 3 - Rebolo abrasivo de carbeto de silício (a) ampliação em 1 600 vezes da estrutura do rebolo (b).	69
Figura 3. 4 – Detalhes da montagem e posicionamento da amostra de liga de titânio na morsa de precisão, em relação ao rebolo abrasivo de carbeto de silício.	70
Figura 3. 5 – Microestrutura da liga Ti-6Al-4V empregada nos ensaios de retificação.	71
Figura 3. 6 – Imagens do dressador fliesen utilizado na dressagem do rebolo abrasivo de carbeto de silício.....	73
Figura 3. 7 – Imagens dos dressador ponta única de diamante utilizado na dressagem do rebolo abrasivo de carbeto e silício.....	73
Figura 3. 10 – Esquema de medição de rugosidade nas superfícies de Ti-6Al-4V.....	77
Figura 3. 11 – Microscópio eletrônico de varredura TM 3000 localizado no LEPU – UFU.	78
Figura 3. 12 – Representação acerca do processo de análise das superfícies de Ti-6Al-4V no microscópio óptico após ataque químico com reagente Kroll.	79
Figura 3. 13 – Microdurômetro SHIMADZU – HMV – 2 Series empregado na visualização das identações de microdureza (a) e posicionamento da peça no microdurômetro (b).....	80
Figura 3. 14 – Processo de medição de microdureza nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas.	80
Figura 3. 15 – Esquema de medição dos sinais de potência de retificação ao longo de cada ensaio experimental.	81
Figura 3. 14 – Câmera tricoscópica DEMAZOOM ZX1600 MICROMETER utilizada na análise de macroefeitos e microefeitos no rebolo abrasivo de SiC (#46).	82
Figura 3. 15 – Esquema referente ao mecanismo de obtenção de imagens da superfície de corte do rebolo (a) para posterior análise dos microefeitos gerados pela dressagem (b).	83
Figura 3. 16 – Esquema do processo de medição de desgaste nas peças de Ti-6Al-4V retificadas.	85
Figura 3. 17 – Esquema de medição de desgaste no rebolo abrasivo de SiC.....	87
Figura 4. 1 - Valores de rugosidade Ra (a), Rt (b) e Rz(c) em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC condicionado com dressador fliesen.....	89

Figura 4. 2 - Valores de rugosidade Ra (a), Rt (b) e Rz(c) em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC condicionado com dressador ponta única de diamante.	93
Figura 4. 3 – Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade Ra.	97
Figura 4. 4 - Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade Rt.	97
Figura 4. 5 - Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade Rz.	98
Figura 4. 6 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador fliesen nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$	101
Figura 4. 7 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador fliesen nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$	103
Figura 4. 8 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador ponta única nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$	104
Figura 4. 9 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 12$ com dressador ponta única nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$	106
Figura 4. 10 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.	111
Figura 4. 11 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.	112

Figura 4. 12 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador ponta única de diamante a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.....	114
Figura 4. 13 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador ponta única de diamante a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.....	116
Figura 4. 14 – Efeito do grau de recobrimento do rebolo (a), da penetração de trabalho (b), do tipo de dressador (c) e da penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de microdureza.	118
Figura 4. 15 – Metalografias das superfícies perpendiculares à de retificação, de Ti-4Al-6V.	123
Figura 4. 16 – Potência máxima de retificação em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho empregadas ao longo da retificação da liga Ti-6Al-4V com rebolo de SiC.	126
Figura 4. 17 – Efeito do grau de recobrimento (a), da profundidade de dressagem (b), do tipo de dressador (c) e da penetração de trabalho (d) sobre os valores médios de potência obtidos ao longo dos ensaios de retificação com rebolo de SiC em amostras de Ti-6Al-4V.....	128
Figura 4. 18 – Microefeitos gerados pela dressagem no rebolo de SiC com dressador fliesen (a), (c), (e) e (g) e com dressador ponta única (b), (d), (f) e (h).	134
Figura 4. 19 – Volume de material removido da peça, em mm^3 em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC.	138
Figura 4. 20 – Volume de rebolo desgastado, em mm^3 , em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC. .	140
Figura 4. 21 – Valores de Relação em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC.....	141
Figura 4. 22 – Efeito do grau de recobrimento do rebolo (a), (c), (e) e do dressador (b), (d) e (f) sobre o volume de material removido da peça, o volume de rebolo desgastado e relação G, respectivamente.	142
Figura 4. 23 – Abrasivos do rebolo de SiC antes (a) e após (b) os ensaios de desgaste com dressador fliesen e $U_d = 3$, e antes (c) e após (d) os ensaios de desgaste com dressador fliesen e $U_d = 12$	143

Figura 4. 24 - Abrasivos do rebolo de SiC antes (a) e após (b) os ensaios de desgaste com dressador ponta única e $U_d = 3$, e antes (c) e após (d) os ensaios de desgaste com dressador ponta única e $U_d = 12$	145
--	-----

LISTA DE TABELAS

Tabela 2. 1 - Composição química e propriedades de diferentes tipos de ligas metálicas (ADAPTADO de (RIT INTERNATIONAL METALS COMPANY, 2000).....	13
Tabela 2. 2 – Comparação entre as etapas que envolvem os mecanismos de formação do cavaco quando empregadas ferramentas de geometria definida e não definida (Adaptado de MACHADO et al., 2015).	42
Tabela 3. 1 - Propriedades do óleo de base vegetal semissintético VASCO 7 000(Adaptado de BLASER SWISSLUBE, 2011 (a) e (b)).	71
Tabela 3. 2 – Valores de ondulação teórica (W_t) obtidas para cada condição de dressagem.	72
Tabela 3. 3 – Parâmetros de dressagem do rebolo de SiC antes dos ensaios de retificação plana tangencial.	74
Tabela 3. 4 – Planejamento experimental empregado ao longo dos ensaios de retificação nas amostras de Ti-6Al-4V.....	75
Tabela 3. 5 – Condições operacionais empregadas nos ensaios para avaliação da relação G.	84
Tabela 4. 1 – Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Ra.	96
Tabela 4. 2 - Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Rt.	96
Tabela 4. 3 - Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Rz.	96
Tabela 4. 4 – Análise de variância referente aos valores de microdureza.	117
Tabela 4. 5 – Macroefeitos determinados em função da ondulação teórica em cada uma das condições de dressagem empregadas.	132
Tabela 4. 6 – Análise de variância referente ao volume de material removido da peça em diferentes condições de dressagem.	139
Tabela 4. 7 - Análise de variância referente ao volume de rebolo desgastado da peça em diferentes condições de dressagem.	140
Tabela 4. 8 - Análise de variância referente a relação G em diferentes condições de dressagem.	142

LISTA DE ABREVIACÕES E SBOLOS

a_d (μm)	Profundidade de dressagem
a_e (μm)	Penetração de trabalho
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
Al	Alumínio
Al_2O_3	Alumina
a_p (μm)	Profundidade de corte
ASM	<i>American Society for Metals</i>
b_d (μm)	largura de atuação do dressador
C	Carbono
Co	Cobalto
Cr	Cromo
cBN	Nitreto Cúbico de Boro
$^{\circ}\text{C}$	Grau Celsius
d_s (mm)	Diâmetro do rebolo
Fe	Ferro
F_n (N)	Força normal
F_t (N)	Força tangencial
HV	Dureza Vickers
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IT	ndice de Tolerância
l_c (μm)	Comprimento de contato rebolo – peça
m	metros
mm	milímetros
m/s	metros por segundo
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MPa	Mega Pascal
N	Nitrogênio

Ni	Níquel
N_s	Rotação do rebolo
P (W)	Potência de retificação
R_a (μm)	Desvio médio aritmético
R_t (μm)	Altura total do perfil
R_z (μm)	Altura máxima do perfil
Sd	Passo de dressagem
SiC	Carboneto de Silício
Ti	Titânio
U_d	Grau de recobrimento de dressagem
V	Vanádio
V_j (L/min)	Vazão dos fluidos de corte
V_s (m/s)	Velocidade de corte
V_w (m/min)	Velocidade da peça
W	Tungstênio
W_t	Ondulação teórica
μm	micrometros

SUMÁRIO

CAPÍTULO I	2
INTRODUÇÃO.....	2
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1 Ligas de titânio	8
2.2 Retificação de ligas de titânio	14
2.2.1 <i>Rugosidade das superfícies</i>	16
2.2.2 <i>Análise da textura via microscopia eletrônica de varredura (MEV)</i>	22
2.2.3 <i>Microdureza</i>	26
2.2.4 <i>Microestrutura das peças</i>	28
2.2.5 <i>Potência de retificação</i>	30
2.2.6 <i>Relação G</i>	32
2.3 Processo de retificação	37
2.3.1 <i>Mecanismos de formação de cavaco</i>	40
2.3.2 <i>Grandezas físicas no processo de retificação</i>	45
2.3.3 <i>Mecanismos de desgaste em rebolos</i>	49
2.4 Condicionamento de rebolos	52
CAPÍTULO III	65
METODOLOGIA.....	65
3.1. Máquina – Ferramenta	65
3.2. Rebolo abrasivo	69
3.3. Material das amostras	70
3.4. Fluido de corte	71
3.5. Operação de dressagem	72
3.6. Planejamento experimental	74
3.7. Avaliação dos parâmetros de saída	76
3.7.1. <i>Rugosidade das superfícies</i>	76
3.7.2. <i>Imagens das superfícies retificadas – textura via MEV</i>	77
3.7.3. <i>Microestruturas das peças</i>	78
3.7.4. <i>Microdureza Vickers</i>	79
3.7.5. <i>Potência de retificação</i>	81
3.7.6. <i>Macroefeitos e microefeitos</i>	82
3.7.7. <i>Relação G</i>	83
CAPÍTULO IV	88

RESULTADOS E DISCUSSÕES	88
4.1 Rugosidade superficial	88
4.2 Imagens de MEV	101
4.3 Microdureza	110
4.4 Microestrutura das amostras de Ti-6Al-4V	122
4.5 Potência de retificação	126
4.6 Macroefeitos e Microefeitos	132
4.7 Relação G	138
CAPÍTULO V	147
CONCLUSÃO	147
CAPÍTULO VI	152
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	161
ANEXO I	162

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

As ligas de titânio, em especial a Ti-6Al-4V, são materiais usualmente empregados nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, assim como no desenvolvimento de próteses biocompatíveis com o corpo humano e componentes odontológicos, em função de sua microestrutura α e β a qual lhe confere uma combinação de propriedades e características como baixa densidade ($4,00 \text{ g.cm}^{-3}$, valor cerca de 51,17% menor que a densidade da liga aeronáutica Inconel 718 de $8,19 \text{ g.cm}^{-3}$), alta resistência à tração (1 600 HV, 451,72% maior que a do aço inoxidável AISI 316 e 45,45% maior que a do Inconel 718), resistência à corrosão e biocompatibilidade com o corpo humano (LEYENS; PETERS, 2003).

Contudo, a liga Ti-6Al-4V é um material de difícil usinabilidade em função de sua baixa capacidade de dissipação de calor ($6,6 \text{ W.(m.K)}^{-1}$, cerca de 42,11% menor que a capacidade de dissipação de calor do Inconel 718), resistência mecânica em altas temperaturas, facilidade em encruar e reatividade química com materiais cerâmicos (ZHANG et al., 2019). Em especial na indústria aeronáutica, diversos componentes são fabricados a partir de ligas de titânio, tais como a estrutura da fuselagem dos aviões (painéis, parafusos, sistema de frenagem e tubulação hidráulica), componentes do motor aeronáutico (pás, discos, eixos, dutos de ar quente do ventilador frontal até o estágio final do compressor de alta pressão) (QIAN et al., 2020; SINGH; SHARMA; DOGRA, 2020a).

Todavia, a fim de garantir tolerâncias dimensionais combinadas com tolerâncias geométricas estreitas, muitos desses componentes como pás do motor aeronáutico são submetidas a processos abrasivos de usinagem, como por exemplo a retificação (MALKIN; GUO, 2008). Esse processo é comumente empregado em etapas finais da cadeia produtiva e caracteriza-se pelo uso de uma ferramenta de corte denominada rebolo abrasivo, o qual é composto por inúmeros abrasivos de origem cerâmica, multicortantes, de geometria irregular e dureza mecânica acima de 1 500 HV que são interligados por um material aglomerante, sendo que entre esses abrasivos existem poros (KLOCKE, 2009; MALKIN; GUO, 2008).

Esse rebolo atua sobre a superfície da peça em velocidades acima de 30 m/s, normalmente, porém atua sobre a peça a baixos valores de penetração de trabalho (no plano

de trabalho) combinado com velocidades de avanço da peça inferiores à velocidade de corte (MARINESCU, 2016).

Por conseguinte, a espessura de corte equivalente é normalmente pequena o que configura na formação de cavacos com pequenas dimensões e na geração de superfícies retificadas com tolerâncias dimensionais e geométricas estreitas (MARINESCU, 2016).

Todavia, ao longo da retificação uma elevada quantidade de calor é gerada na zona de contato rebolo-peça que se não for devidamente controlada pode proporcionar danos de origem térmica, os quais podem comprometer a qualidade superficial e a funcionalidade dos componentes usinagem (MALKIN; GUO, 2008). Quando se trata de componentes empregados na indústria aeroespacial, esse cuidado com a qualidade é ainda mais rigoroso, ainda mais por envolver a usinagem de materiais, como as ligas de titânio, que são muito difíceis de serem usinados e, mais especificamente, retificados (RIT INTERNATIONAL METALS COMPANY, 2000; SHUGUROV, 2021).

Dessa forma, é imprescindível a adequada seleção dos parâmetros operacionais a serem utilizados na retificação dessas ligas, levando-se em consideração as características e propriedades desses materiais, sua difícil usinabilidade e a integridade superficial desejada em componentes usualmente empregados no setor aeronáutico, naval, químico, petroquímico, assim como na fabricação de componentes odontológicos e biocompatíveis com o corpo humano (KACALAK et al., 2018; MATTEW J; DONACHIE JR, 2000; MUKHOPADHYAY; KUNDU; DAS, 2018a).

Sob essa perspectiva, o estudo aprofundado acerca do processo de retificação bem como de suas características principais é fundamental; em especial, a análise da dressagem pode ser determinante para a obtenção de componentes fabricados com alta qualidade superficial e baixos desvios dimensionais (KUNDU, 2018; YOUNG; CHEN, 2006).

Segundo König (1980) e Klocke (2009) a operação de dressagem é a principal característica do processo de retificação sendo o parâmetro que permite uma melhor avaliação do processo e dos componentes fabricados. A dressagem baseia-se, fundamentalmente, na reafiação do rebolo abrasivo desgastado restaurando o seu condicionamento em razão da finalidade do processo de retificação e dos componentes a serem fabricados (KLOCKE; THIERMANN; MATTFELD, 2015; LINKE, 2008).

Por meio da ação de uma ferramenta denominada dressador e da seleção de parâmetros operacionais específicos combinados a rotação do rebolo, é gerado na superfície de corte deste um perfil helicoidal formado por macroefeitos e microefeitos resultantes da operação (KÖNIG, 1980; KLOCKE, 2009). Em seguida, esse rebolo condicionado por meio da dressagem ao atuar sobre a superfície da peça proporcionará uma impressão de acordo

com a textura gerada em sua superfície de corte, isto é, de acordo com os macroefeitos e microefeitos gerados pela dressagem (KÖNIG, 1980; KLOCKE, 2009).

Nesse sentido, é essencial para o correto entendimento do processo de retificação o estudo acerca da operação de dressagem, haja vista que esta operação é a principal característica do processo de usinagem e interfere diretamente na usinabilidade do material e na integridade dos componentes retificados (DE OLIVEIRA, 1992).

Portanto, o presente trabalho tem por finalidade avaliar, comparativamente, os efeitos produzidos por diferentes condições de dressagem e de penetração de trabalho sobre a usinabilidade da liga Ti-6Al-4V, haja vista que a dressagem é uma operação determinante no desempenho do processo de retificação bem como na qualidade superficial das peças retificadas.

Dessa forma, ensaios de retificação em amostras de Ti-6Al-4V foram desenvolvidos com o uso de um rebolo de carbetto de silício (SiC), o qual foi submetido a diferentes condições de dressagem: duas profundidades de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$), dois graus de recobrimento ($U_d = 3$ e $U_d = 12$) e dois dressadores (fliesen e ponta única de diamante) e três diferentes condições de penetração de trabalho ao longo dos ensaios ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$).

Após a realização dos ensaios experimentais foram avaliados, como parâmetros de saída, os macroefeitos e microefeitos gerados no rebolo após a dressagem, os parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z , a textura das superfícies via microscopia eletrônica de varredura (MEV), microdureza, microestrutura das amostras, potência de retificação, macroefeitos, microefeitos e relação G .

A partir dos resultados analisados e da análise de variância (ANOVA) foi possível constatar que a mudança na textura do rebolo de SiC, por meio da dressagem, de uma condição grosseira ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$), com o uso do dressador fliesen, para uma condição suave ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), com o uso do dressador ponta única, assegurou uma redução de até 54,62 % na rugosidade R_a , de 41,34 % na rugosidade R_t e de 49,25 % na rugosidade R_z . Além disso, possível verificar que isoladamente, o parâmetro de entrada penetração de trabalho não exerceu influência sobre os resultados, a não ser quando combinado com o grau de recobrimento (U_d) que, assim como os demais parâmetros de dressagem, influenciou de forma significativa nos resultados de rugosidade.

Em termos de acabamento superficial das amostras retificadas foi possível observar que sob a condição de dressagem grosseira do rebolo de SiC (dressador fliesen, $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$), sulcos profundos, deslocamento lateral e destacamento de material, assim como trincas de origem térmica foram geradas nas superfícies de Ti-6Al-4V retificadas. Todavia, ao mudar o condicionamento do mesmo rebolo, por meio da dressagem, com o uso de um

dressador ponta única, $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$, foi possível melhorar a textura das superfícies retificadas, visto que os sulcos produzidos foram mais orientados, com pouco deslocamento e destacamento de material e não foram constatadas trincas, ou seja, as superfícies apresentaram aspecto mais uniforme, independentemente da condição de penetração de trabalho adotada.

Com relação à microdureza mensurada abaixo das superfícies retificadas foi constatado, de maneira geral, um aumento na microdureza em relação ao valor de referência do material ($[381 \pm 2]$ HV); contudo, sob a condição mais agressiva de dressagem do rebolo de SiC (dressador fliesen, $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) a uma profundidade de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada a microdureza chegou a $[440 \pm 2]$ HV e estendeu-se a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$, quando estabilizou-se no valor de referência do material, uma variação de 13,41 % na microdureza.

Porém, ao mudar o condicionamento do mesmo rebolo para uma condição suave (dressador ponta única, $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), a uma distância abaixo da superfície retificada de $30 \mu\text{m}$, o valor máximo de microdureza alcançado foi $[400 \pm 2]$ HV, sendo que essa variação perdurou até uma profundidade de $120 \mu\text{m}$, uma variação de 4,75 % na microdureza. Por meio da análise de variância (ANOVA) foi possível constatar que os parâmetros de dressagem exercem influência sobre os resultados de microdureza, ao contrário da penetração de trabalho, que somente influencia na microdureza quando analisada conjuntamente com o grau de recobrimento do rebolo.

A microestrutura da liga Ti-6Al-4V abaixo da região retificada mostrou que sob as condições de dressagem do rebolo com $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$ e dressador fliesen, a região termicamente afetada estendeu-se a uma profundidade de aproximadamente $250 \mu\text{m}$ e sob a condição $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$ e dressador ponta única, por até $150 \mu\text{m}$ de profundidade. Todavia, ao mudar o condicionamento do rebolo para uma condição suave $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, em ambos os tipos de dressador empregados, não foi detectada uma zona termicamente afetada.

Em termos de potência de retificação foi verificado que a mudança na dressagem do rebolo de SiC de uma condição grosseira para uma suave, houve uma queda de até 24,33 %, sendo que, de acordo com a análise estatística, a penetração de trabalho isoladamente não influencia nos resultados, a não ser quando analisada em conjunto com o grau de recobrimento do rebolo, o qual exerce influência expressiva sobre os resultados, assim como a profundidade de dressagem e o tipo de dressador.

A análise da superfície de corte do rebolo de SiC após a dressagem mostrou que sob uma condição de condicionamento grosseiro ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) os macroefeitos foram da

ordem de 4,44 μm , os quais reduziram em 96,85 % ao mudar o condicionamento do mesmo rebolo para $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$, em ambas as condições de dressador adotadas.

Por fim, em termos de relação G, foi observado que na condição de dressagem do rebolo de SiC com dressador fliesen, a mudança de uma condição grosseira para uma condição suave de dressagem proporcionou um aumento na relação G de 65,33 % na condição de uso do dressador fliesen e de 25,74 % na condição de uso do dressador ponta única de diamante, sendo que neste último caso foi obtido o maior valor de relação G, $[745,29 \pm 13,45]$.

Portanto, a partir da análise dos resultados alcançados, inclusive em termos estatísticos, foi possível verificar que a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V melhora significativamente quando o rebolo de SiC (#46) é condicionado, pela dressagem, por meio da ação do dressador ponta única de diamante, combinado com um grau de recobrimento $U_d = 12$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$. Por outro lado, a pior condição para a retificabilidade da liga de titânio em estudo, é dressar o rebolo com um dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$.

Ao longo do desenvolvimento deste trabalho serão apresentadas uma revisão bibliográfica para nortear o tema do trabalho, a metodologia e o planejamento experimental adotados para os ensaios, os consequentes resultados experimentais e, por fim, as conclusões obtidas. Nesse sentido, o presente trabalho foi dividido em capítulos, a saber:

CAPÍTULO I – contém a introdução da tese para contextualizar o tema de estudo com a definição e importância do processo de retificação de ligas de titânio e algumas de suas peculiaridades, como também a importância do estudo da operação de dressagem, além do objetivo do trabalho.

CAPÍTULO II – seção em que é apresentada a revisão bibliográfica que abrange os principais tópicos relacionados ao trabalho, como ligas de titânio, retificação de ligas de titânio, fluidos de corte empregados na retificação de ligas de titânio e condicionamento do rebolo, descrevendo-os com base em um estudo sistemático em livros, periódicos, catálogos, patentes e normas técnicas acerca do tema em estudo.

CAPÍTULO III – contém informações sobre a metodologia adotada para a realização do trabalho, descrevendo todo o procedimento experimental dos ensaios de retificação, os materiais e equipamentos empregados, a preparação das amostras, os instrumentos e equipamentos de medição bem como o processo de análise de resultados obtidos.

CAPÍTULO IV – contempla a apresentação dos resultados obtidos e as discussões sempre buscando confrontá-los com a literatura específica.

CAPÍTULO V – seção onde são apresentadas as conclusões acerca dos resultados alcançados no capítulo anterior, bem como sugestões para os trabalhos futuros.

Para finalizar, no CAPÍTULO VI são apresentadas as referências bibliográficas utilizadas neste trabalho.

CAPÍTULO II

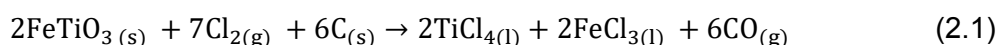
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Ao longo deste capítulo da tese de doutorado serão apresentados os tópicos principais relacionados ao tema em estudo, no que diz respeito a ligas de titânio, processo de retificação de ligas de titânio, parâmetros envolvidos no processo de retificação, operação de dressagem e qualidade superficial.

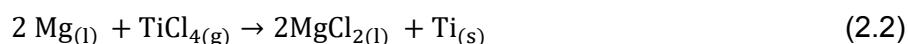
2.1 Ligas de titânio

O elemento químico titânio (Ti) foi descoberto em 1791 pelo mineralogista inglês Willian Gregor ao observar propriedades magnéticas em areia dos vales da Cornualha, Inglaterra. Essa areia, composta majoritariamente por FeTiO_3 foi denominada ilmenita (WHITTAKER, 2015). Todavia, a partir da Segunda Guerra Mundial o titânio foi isolado, por um processo de aquecimento e combinação com magnésio (Mg), denominado processo Kroll, em homenagem ao cientista que conseguiu extrair o titânio a partir do tetracloreto de titânio (TiCl_4) (LEYENS; PETERS, 2003).

Esse processo, criado em 1940 por Willian Justin Kroll baseia-se, fundamentalmente, na redução do composto químico tetracloreto de titânio (TiCl_4) com magnésio metálico (Mg). Dessa forma, o processo por completo abrange a cloração, purificação e a redução propriamente dita, em que o óxido de titânio (TiO) é combinado com coque e o elemento químico cloro (Cl) em um reator fluidizado a 100 °C. Como produto dessa reação é gerado um material de aspecto esponjoso e impuro, composto por tetracloreto de titânio (TiCl_4) e cloreto de ferro (FeCl_3), Eq. 2.1.



Por meio de sucessivas operações de destilação, o tetracloreto de titânio (TiCl_4) é separado do elemento químico ferro (Fe) e assim, pode haver a formação dos cloretos TiCl_2 e TiCl_3 em função de estabilidades de outros graus de oxidação do titânio (Ti), os quais são indesejáveis ao processo. Ainda nesse processo, o tetracloreto de titânio, em estado gasoso, é encaminhado para um outro reator no qual é reduzido pela adição de magnésio líquido ($\text{Mg}_{(l)}$) a uma temperatura de 800 °C a 850 °C. Por conseguinte, é obtido o titânio metálico (Ti) com qualidade, conforme Eq. 2.2.



A partir de 1948 o titânio passou a ser combinado com outros elementos formando as conhecidas ligas de titânio, que são comumente empregadas na indústria aeronáutica além de outros setores como indústrias químicas, indústria naval, assim como na biomedicina (WHITTAKER, 2015).

O titânio é um elemento químico de baixa densidade ($4,51 \text{ g.cm}^{-3}$, aproximadamente 60% da densidade da maioria dos aços e de superligas), não magnético, que possui uma condutividade térmica de $11,4 \text{ W.(m.K)}^{-1}$ e um coeficiente de expansão térmica um pouco menor que o dos aços, e menos da metade do alumínio ($8,41 \text{ } \mu\text{m.(m.K)}^{-1}$) (MATTEW J; DONACHIE JR, 2000). A temperatura de fusão desse elemento químico é de 1670 °C, raio atômico de 0,147 nm, temperatura de transformação alotrópica de 883 °C, reage quimicamente com o oxigênio (O), nitrogênio (N), carbono (C) e hidrogênio (H). Além disso, o titânio (Ti) é biocompatível com o corpo humano, não é magnético, possui alta resistência à corrosão e alta resistência mecânica específica (LEYENS; PETERS, 2003). No entanto, o titânio é cerca de quinze a vinte vezes mais caro que o alumínio e a maioria dos aços, haja vista que é um elemento difícil de ser extraído, de ser processado e de ser fabricado (TONG et al., 2017).

A depender da combinação de elementos químicos, as ligas de titânio podem apresentar o ponto de fusão maior que o dos aços, sendo que as temperaturas máximas nas quais são aplicadas variam, geralmente, de 427 °C a 595 °C. Aliado a isso, o elemento químico titânio possui a capacidade de apassar garantindo assim imunidade contra o ataque químico da maioria dos ácidos minerais e cloretos (MATTEW J; DONACHIE JR (2000) ; EZUGWU et al., (2017)). Em função dessa propriedade aliado ao fato que o titânio não é um metal tóxico, a maioria das ligas de titânio são biologicamente compatíveis com tecidos e ossos humanos (BOCCHETTA et al., 2021; KANDULNA; NASKAR; PAUL, 2022).

De acordo com (WHITTAKER, 2015) e (FATOBA; ADESINA; POPOOLA, 2018) as propriedades de resistência à corrosão, biocompatibilidade, resistência mecânica, rigidez,

tenacidade e baixa densidade apresentadas pela maioria das ligas de titânio faz com que esses materiais apresentem uma redução de peso quando empregados em estruturas aeroespaciais, marítimas, químicas e petroquímicas assim como no desenvolvimento de biomateriais.

Quanto à estrutura cristalina, o elemento químico titânio possui diferentes estruturas a depender da temperatura de transição em que ocorre a cristalização de uma forma alotrópica em outra; o titânio puro ao cristalizar a baixas temperaturas (até 882 °C), transforma-se em uma estrutura hexagonal compacta (fase α ou α – titânio) (PATEL et al., 2019). Por outro lado, quando o titânio puro cristaliza em altas temperaturas (acima de 882 °C) assume, então, uma estrutura cúbica de corpo centrado (fase β ou β – titânio) (WHITTAKER, 2015), Fig. 2.1.

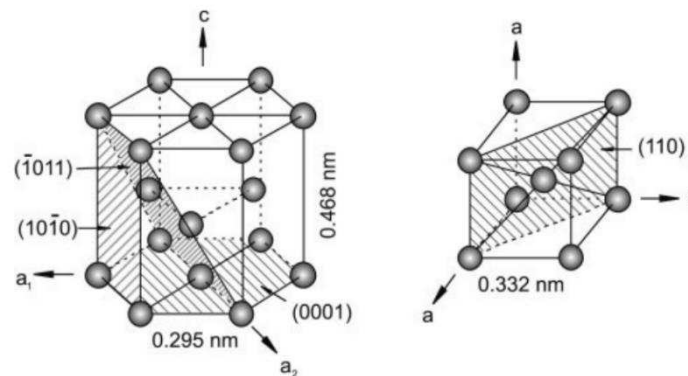


Figura 2. 1 – Estrutura cristalina hexagonal compacta (α – titânio) e cúbica de corpo centrado (β – titânio) (LEYENS; PETERS, 2003).

Além disso, na estrutura do titânio há uma fase de transição chamada $\alpha + \beta$, a qual é dependente dos elementos de liga que são adicionados como α - estabilizadores, β - estabilizadores ou neutros. Com a adição de quantidades controladas de elementos de liga β – estabilizadores, a fase β persiste abaixo da temperatura de transição β até a temperatura ambiente resultando em um sistema bifásico. Inclusive pequenas quantidades de elementos β – estabilizadores permitem a estabilização da fase mesmo em temperatura ambiente. Nesse sentido, conforme maiores quantidade de elementos β – estabilizadores são adicionados, um percentual maior da fase β é mantido em temperatura ambiente (RIT INTERNATIONAL METALS COMPANY, 2000). A existência de duas diferentes estruturas cristalinas assegura uma ampla margem de aplicação das diferentes ligas de titânio (LEYENS; PETERS, 2003).

Logo, existem diferentes tipos de ligas de titânio, sendo que uma das mais empregadas na indústria aeronáutica é a liga Ti-6Al-4V (PATEL et al., 2019). Na Figura 2.2 é representado o diagrama de fases referentes às diferentes ligas de titânio.

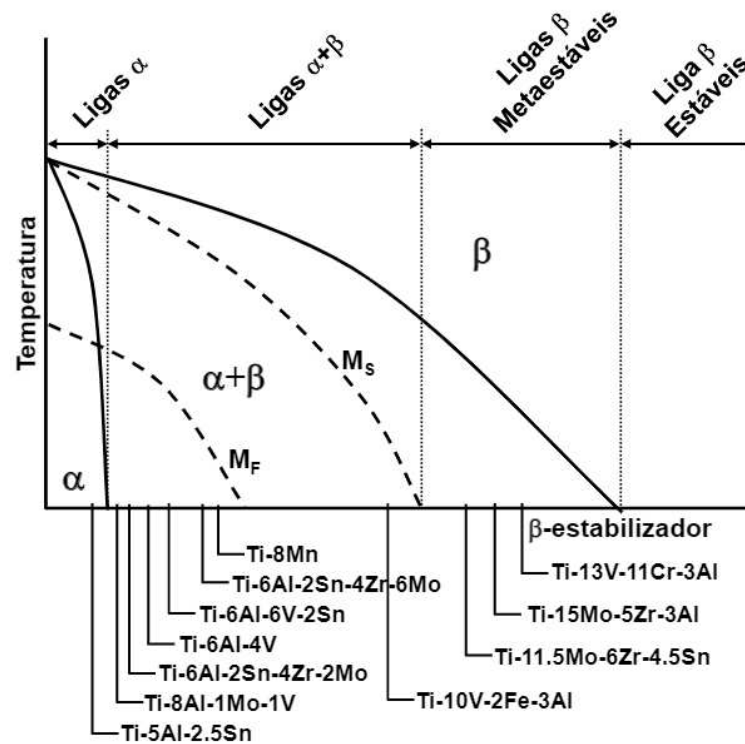


Figura 2. 2 – Diagrama de fases de diferentes ligas de titânio (Adaptado de LEYENS; PETERS, 2003).

Diante da ampla gama de ligas de titânio, as quais são definidas em função dos elementos estabilizadores adicionados, a aplicabilidade das mesmas está diretamente associada às correspondentes propriedades mecânicas, tais como: baixa densidade (em média 60 % da densidade relativa aos aços comum ao carbono e superligas de níquel), elevada resistência à corrosão, resistência à tração comparável aquela de aços inoxidáveis martensíticos de baixa resistência, alta razão entre resistência mecânica e peso, biocompatibilidade e sua capacidade de manter suas propriedades em uma gama diversa de temperaturas (NINOMI et al. (2007) e LEYENS; PETERS (2003)).

Em específico na indústria aeronáutica, as palhetas de turbinas, Fig. 2.3 (a), a estrutura da fuselagem dos aviões (painéis, parafusos, sistema de frenagem e tubulação hidráulica), bem como componentes do setor aeronáutico (pás, discos, eixos, dutos de ar quente do ventilador frontal até o estágio final do compressor de alta pressão) são fabricados a partir de ligas de titânio (MIERZEJEWSKA; HUDÁK; SIDUN, 2019). Além disso, ligas de titânio são utilizadas na confecção de próteses biocompatíveis com o corpo humano, Fig. 2.3 (b), parafusos de implante dentário, Fig. 2.3 (c), rotor de titânio, Fig. 2.3 (d), lâminas de reatores de indústria química, Fig. 2.3 (e), bem como em válvulas de navios, Fig. 2.3 (f) (DONACHIE, 2000).

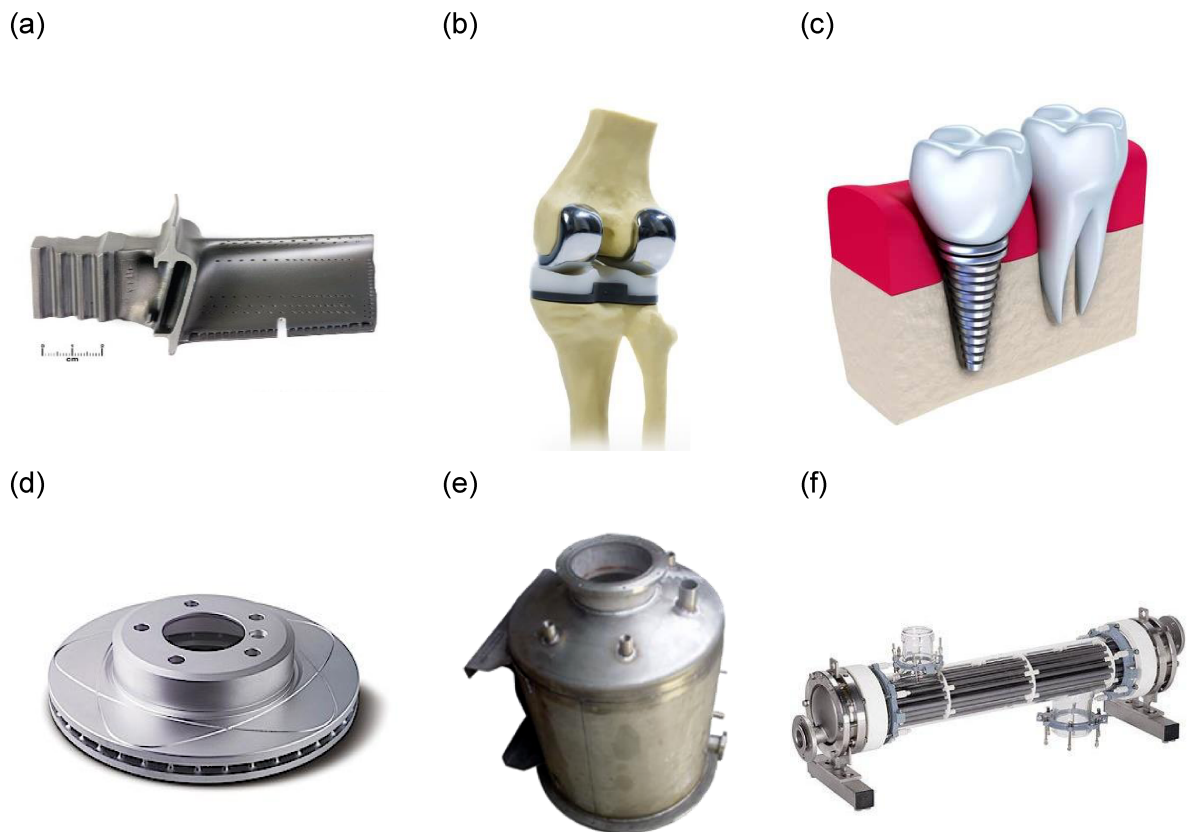


Figura 2. 3 - Aplicações de ligas de titânio: palheta de turbina (a) (Fonte: <https://www.dvidshub.net/image/829904/united-airlines-high-pressure-turbine-blades> - Acesso em 15 mai. 2021); rótula do joelho (b) (Fonte: <http://www.drsergiocosta.com.br/protese-de-joelho.html#.YKA8UKhKiUk> - Acesso em 15 mai. 2021); parafuso de implante dentário (c) (Fonte: <https://www.terra.com.br/noticias/oral-360-tudo-sobre-implante-dentario,6bf751f4b74072e153fca2a6c48862b74jz1elo2.html> - Acesso em 15 mai. 2021); disco de freio (d) (Fonte: <https://www.solucoesindustriais.com.br/empresa/maquinas-e-equipamentos/nas-titanio/produtos/ferramentas/rotores-de-titanio> - Acesso em 15 de mai. 2021); lâminas de reatores da indústria química (e) (Fonte: <https://www.nastitanio.com.br/produtos/vasos-de-pressao-e-reatores-de-titanio> Acesso em 15 mai. 2021); carcaça de trocador de calor marítimo (f) (Fonte: <https://www.solucoesindustriais.com.br/empresa/maquinas-e-equipamentos/global-trocadores-de-calor/produtos/maquinas-ferramenta/trocador-de-calor-bitubular> - Acesso em 15 mai. 2021).

Na Tabela 2.1 são apresentadas a composição química e algumas propriedades das principais ligas de titânio, com destaque para a liga Ti-6Al-4V, e outros materiais que possuem aplicações na indústria aeronáutica, utilizando como comparação o aço inoxidável e o ferro fundido cinzento.

Tabela 2. 1 - Composição química e propriedades de diferentes tipos de ligas metálicas (ADAPTADO de (RIT INTERNATIONAL METALS COMPANY, 2000).

Composição química (% wt)	Material					
	Ti-6Al-4V	Ti-8Al-1Mo-1V	Ti-6Al-6V-2Sn	Inconel 718	Aço inoxidável AISI 316	Ferro fundido cinzento FC 250
Ti	90	91,15	87,8	1,15	-	0
Al	6	8,35	6	0,80	-	0
V	4	1,25	6	-	-	0
C	0,10	0,08	0,05	0,08	0,08	3,5
Fe	0,30	0,30	1,0	17	72	94,2
N	0,05	0,05	-	-	-	0
Cr	-	-	-	21	18	0,45
Ni	-	-	-	55	14	0,20
Propriedades mecânicas e térmicas						
Ponto de Fusão (°C)	1 650	1 540	1 649	1 336	1 400	1 290
Densidade (g.cm ⁻³)	4	4,37	4,54	8,19	8	7,15
Condutividade térmica a 20 °C (W.(m.K) ⁻¹)	6,6	6	6,6	11,4	16,3	48
Dureza (HV)	381	349	367	535	152	246
Resistência à tração (MPa)	1 600	910	980	1 100	290	276
Alongamento (%)	8	18	14	25	50	0

De acordo com os dados apresentados na Tab. 2.1 é possível verificar que a condutividade térmica da liga Ti-6Al-4V é 86,23 % e 59,50 % menor que aquela do ferro fundido cinzento FC 250 e do aço inoxidável AISI 316, respectivamente (NINOMI et al., 2007). Como consequência deste baixo valor de condutividade térmica da liga de titânio, a sua usinabilidade torna-se comprometida, mais especificamente, a sua retificabilidade, tendo em vista que haverá uma maior dificuldade de dissipação de calor na zona de corte, por parte do material, principalmente quando se utiliza rebolo abrasivo convencional (SETTI et al., 2015).

Desta forma, as chances de ocorrência de danos térmicos no material são maiores, comprometendo assim a sua qualidade superficial e promovendo a geração de refugos ao longo do processo, que por sua vez implica em prejuízos (ROWE; ANDREW, 2014).

Na Figura 2. 4 são representados os principais componentes de um motor aeronáutico bem como os materiais empregados na sua construção.

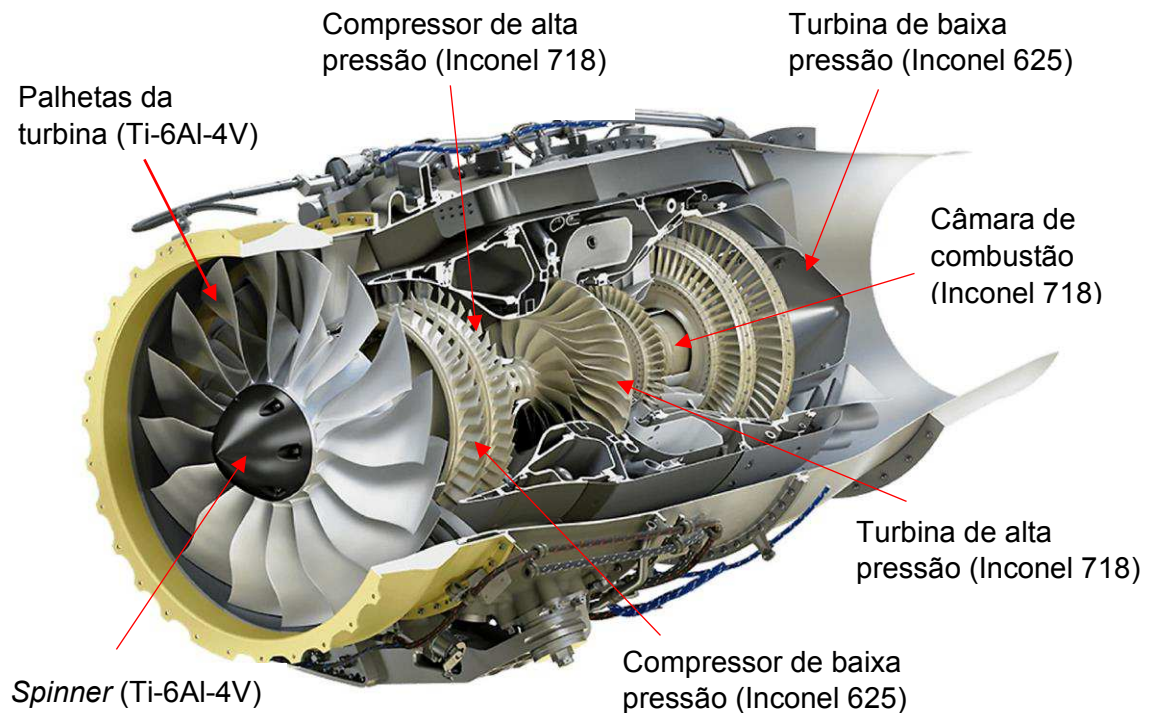


Figura 2. 4 - Componentes de uma turbina ou motor aeronáutico e os seus respectivos materiais constituintes (Adaptado de < <https://www.interempresas.net/Aeronautica/Articulos/137726-Proceso-robusto-de-mecanizado-de-piezas-de-turbomaquinaria.html>> Acesso em 4 out. 2019).

2.2 Retificação de ligas de titânio

Conforme exposto ao final da seção 2. 1, a usinabilidade de ligas de titânio é comprometida em função de algumas propriedades e características, como por exemplo, a baixa condutividade térmica, $6,6 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ a 20°C (liga Ti-6Al-4V). Para fins de comparação, a condutividade térmica a 20°C é de $16,3 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ (DONACHIE, 2000; MATTEW J; DONACHIE JR, 2000).

Ainda de acordo com Ezugwu et al. (2017), a usinabilidade dessas ligas é prejudicada pela elevada resistência à deformação plástica que esses materiais possuem, o que dificulta a formação de cavacos; da mesma forma, a reatividade que o titânio possui com a maioria dos materiais das ferramentas de corte disponíveis, principalmente as cerâmicas, em especial

quando as condições de corte envolvem temperaturas acima de 550 °C, resulta na redução da vida das ferramentas de corte em função da taxa de desgaste que é acelerada.

No que diz respeito especificamente ao processo de retificação, as ferramentas de corte convencionais (rebolos de óxido de alumínio e carbeto de silício) são compostas por abrasivos cerâmicos, os quais apresentam valores referentes a velocidade de corte elevadas (normalmente acima de 30 m/s), sendo que o rebolo abrasivo atua sobre a superfície da peça a baixos valores de penetração de trabalho (da ordem de micrometros) gerando, por consequência, cavacos com pequenas seções em relação aqueles formados em processos de utilizam ferramentas de corte com geometria definida (MALKIN; GUO, 2008).

Pelo fato da liga Ti-6Al-4V apresentar uma baixa condutividade térmica em comparação com outros tipos de ligas aeronáuticas, aços e ferros fundidos, ao longo da retificação a maior parte do calor gerado no processo que naturalmente é transferido para a peça, não será dissipado e como consequência, ficará retido na peça (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b). E, dependendo do gradiente térmico gerado, a peça estará sujeita aos chamados danos térmicos, dentre os quais destacam-se a queima de retífica, as micro trincas, a variação na dureza do material a partir da superfície retificada da peça, bem como tensões residuais de tração (MALKIN; GUO, 2008).

Além disso, o fato do elemento titânio (Ti) presente nas mais diversas ligas ser altamente reativo com materiais cerâmicos (como o óxido de alumínio e o carbeto de silícios, dos quais os rebolos convencionais são compostos) faz com que, durante o processo de retificação, haja maior tendência de adesão de material da peça no rebolo o que pode levar ao entupimento prematuro de seus poros (KACALAK et al., 2018) a interrupção do processo, ou ainda gerando prejuízos no sentido de tornar a peça inutilizada. Consequentemente há a necessidade de realização da operação de dressagem em uma frequência maior, o que encarece o processo e estende o seu tempo de realização, onerando assim o custo da usinagem (JACKSON et al., 2007; LINKE; KLOCKE, 2010).

Outro comportamento apresentado pela maior parte das ligas de titânio é a facilidade em encruar, isto é, de aumentar a sua resistência mecânica quando submetido às deformações plásticas, sendo que essas deformações são resultantes da ação do rebolo abrasivo sobre a peça ao longo da usinagem (CALLISTER JR, 2002; DONACHIE, 2000). Em razão desse comportamento, maiores esforços de corte são necessários para a remoção de material da peça, o que configura em uma dificuldade em retificar ligas de titânio (KANDULNA; NASKAR; PAUL, 2022).

Ainda segundo Guo et al. (2011) a liga Ti-6Al-4V é a mais pesquisada em termos de processos de retificação por conta das suas propriedades (baixa densidade, relação peso/força, tenacidade à fadiga, alta resistência em elevadas temperaturas, alta resistência à

corrosão e à oxidação e biocompatibilidade com o corpo humano) é a mais empregada nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, bem como na fabricação de próteses biocompatíveis com o corpo humano, mas ao longo da retificação desse material, é muito comum a ocorrência de fusão de material sobre a superfície da peça em função da alta reatividade química proporcionada por elementos como oxigênio, nitrogênio, carbono e hidrogênio.

Em virtude de todos esses desafios que a retificação de titânio, em específico do Ti-6Al-4V, com rebolos abrasivos convencionais apresenta, é fundamental a escolha adequada das condições de corte para que ocorra sucesso na retificação dessas ligas, incluindo da condição de dressagem (KADIVAR et al., 2018).

Segundo Ninomi et al. (2007), uma palheta de turbina (motor aeronáutico) deve apresentar rugosidade inferior a 2 μm ; contudo, para assegurar a qualidade superficial das palhetas é necessário que a rugosidade R_a seja inferior a 0,5 μm . Dessa forma, pelo fato da liga Ti-6Al-4V ser a mais empregada no âmbito da indústria aeroespacial, o processo de retificação é uma das opções para assegurar que essas tolerâncias requeridas sejam alcançadas (AZIZI; REZAEI; RAHIMI, 2010; INAGAKI et al., 2014).

2.2.1 Rugosidade das superfícies

Um estudo desenvolvido por De Mello et al. (2017) teve por finalidade avaliar os efeitos de diferentes condições de penetração de trabalho sobre o acabamento superficial de amostras retangulares da liga de titânio Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de carbetto de silício (SiC). Eles empregaram um rebolo de especificação 39C46KVK cuja velocidade de corte foi mantida constante ao longo dos ensaios em 32 m/s. A velocidade da peça foi mantida em 6 m/min ao longo dos ensaios, sendo que como condição de lubrificação foi empregada a técnica convencional, na qual o fluido de corte é aplicado sob a forma de jorro abundante na zona de corte a uma vazão de 545 L/h. O fluido empregado ao longo dos ensaios é de origem sintética e solúvel em água (especificação ME-3), o qual foi diluído em água a um percentual de 5 % (DE MELLO et al., 2017). O parâmetro operacional variado ao longo dos ensaios foi a penetração de trabalho (a_e) em 10 μm e 20 μm , a fim de que a sua influência em termos dos parâmetros de rugosidade R_a (desvio médio aritmético) e R_t (distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no comprimento de avaliação) fosse analisada. A partir dos resultados alcançados e analisados, De Mello et al. (2017) observaram que houve uma redução nos valores de rugosidade R_a e R_t com o aumento da penetração de trabalho de $a_e = 10 \mu\text{m}$ para $a_e = 20 \mu\text{m}$, Fig. 2. 5.

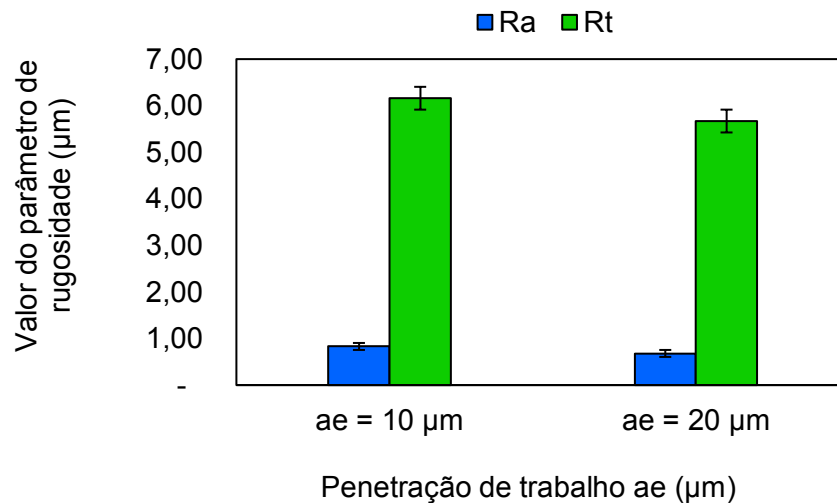


Figura 2. 5 – Valores de rugosidade Ra e Rt em função da penetração de trabalho em amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC (Adaptado de De Mello et al. (2017).

Na retificação da maioria dos metais, a rugosidade superficial mensurada tende a ser mais elevada em condições nas quais a penetração de trabalho do rebolo sobre a peça é a maior, haja vista que, nessas situações mais severas, a espessura de cavaco equivalente é maior, logo, os esforços de corte envolvidos no processo de riscamento, sulcamento e remoção de cavaco são altos, assim como a área e comprimento de contato entre rebolo e a peça. Dessa forma, a rugosidade superficial das amostras tende a ser mais elevada (MALKIN; GUO, 2008).

No entanto, os autores atribuem esse comportamento divergente da literatura à dificuldade em se retificar ligas de titânio, em especial devido à sua alta reatividade química com a maioria das ferramentas cerâmica (inclusive abrasivos de carbeto de silício) em temperaturas acima de 550 °C (EZUGWU et al., 2017)(MADARKAR et al., 2018). Soma-se a isso o entupimento de cavacos e fluido de corte nos poros do rebolo que podem acarretar no seu desbalanceamento e entupimento dos poros, reduzindo a eficiência no processo de corte além de prejudicar a qualidade superficial da peça usinada (KANDULNA; NASKAR; PAUL, 2022).

Outro estudo desenvolvido por Setti et al. (2014) teve por finalidade avaliar os efeitos que diferentes condições de penetração de trabalho podem exercer em termos que rugosidade superficial em amostras da liga Ti-6Al-4V retificadas. Para a realização dos ensaios foi utilizado um rebolo de carbeto de silício com especificação CG60K5V8, o qual foi submetido a dressagem com dressador ponta única de diamante antes de cada teste. Além

disso, foi utilizado um fluido de corte solúvel em água (diluído a uma taxa de 1:20) que foi aplicado na zona de corte por meio da técnica convencional de lubrificação.

A partir dos resultados de rugosidade R_a mensurados e analisados foi verificada uma tendência de aumento da rugosidade R_a com o aumento na penetração, Fig. 2. 6, o que corrobora com o previsto na literatura que afirma que quanto maior a penetração de trabalho, maior é área de contato do rebolo com a peça. Assim, mais abrasivos atuam sobre a superfície da peça a fim de remover material sob a forma de cavacos, aumentando a rugosidade superficial gerada (MALKIN; GUO, 2008; SETTI; YADAV; GHOSH, 2014).

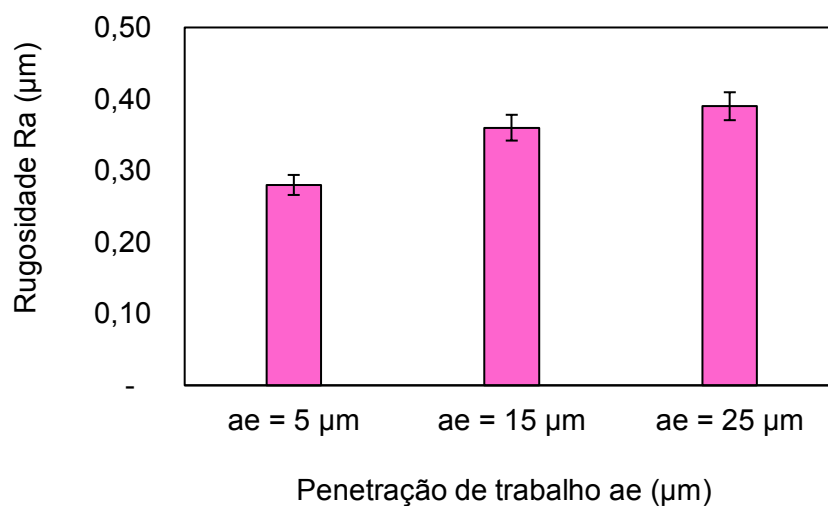


Figura 2. 6 – Valores de rugosidade R_a em função da penetração de trabalho obtidos em amostras da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de (SETTI; YADAV; GHOSH, 2014)).

Li et al. (2018) desenvolveram um estudo a fim de avaliar os efeitos que diferentes velocidades do rebolo abrasivo, velocidade da peça e penetração de trabalho podem exercer sobre a qualidade superficial de amostras de Ti-6Al-4V após a retificação, em termos da rugosidade superficial R_a . Dessa maneira, os ensaios experimentais de retificação foram desenvolvidos utilizando-se um rebolo de cBN o qual foi empregado em duas diferentes condições de velocidade de corte: alta velocidade $V_s = 120$ m/s (HSG) e baixa velocidade de corte $V_s = 20$ m/s (CSG). Como velocidade da peça foram utilizadas duas condições, $V_w = 3$ m/min e $V_w = 6$ m/min, assim como foram empregadas duas penetrações de trabalho, $a_e = 10$ μm e $a_e = 20$ μm (LI et al., 2018b).

A partir dos resultados de rugosidade R_a mensurados e analisados Li et al. (2018) verificaram que na condição em que o rebolo de cBN retificou a peça a uma velocidade de corte mais elevada (HSG) foram gerados os menores valores de rugosidade R_a de todos os

ensaios, em comparação com os obtidos, sob as mesmas condições, quando a velocidade de corte do rebolo foi mais baixa (CSG), conforme ilustrado na Fig. 2. 7.

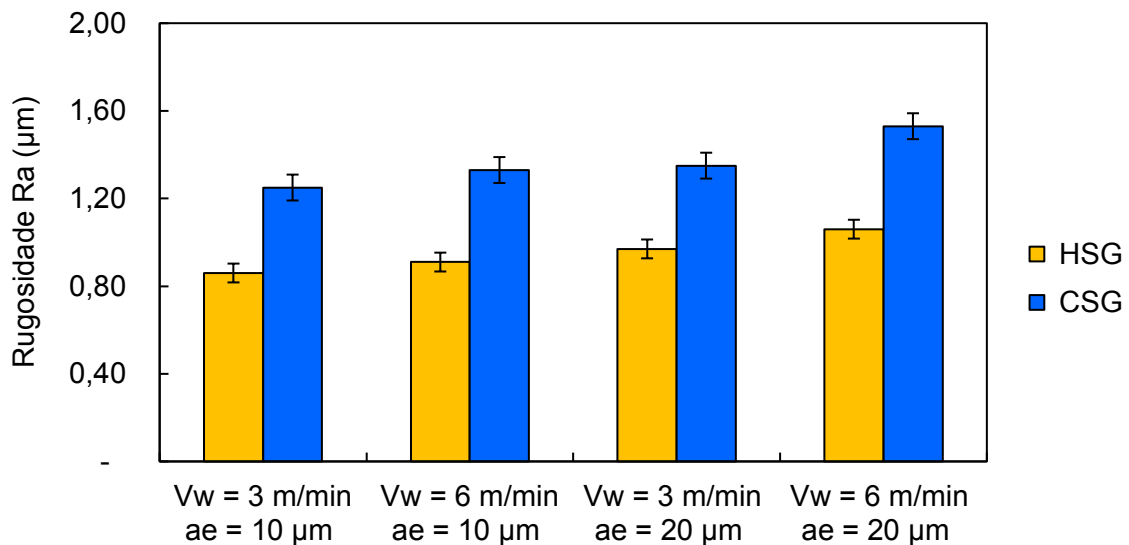


Figura 2. 7 - Valores de rugosidade Ra em função da velocidade da peça V_w , da penetração de trabalho a_e e da velocidade de corte V_s do rebolo de cBN (HSG e CSG) (Adaptado de LI et al. (2018)).

De acordo com Li et al. (2018) sob a condição de velocidade de corte mais elevada HSG ($V_s = 120$ m/s) os abrasivos do rebolo tendem a ser fraturados com maior facilidade gerando arestas pontiagudas que, quando atuam sobre a superfície da peça removem material sob a forma de pequenos cavacos de maneira mais eficiente. Ao combinar essa alta velocidade de corte, com uma baixa velocidade da peça ($V_w = 3$ m/min) e um valor baixo de penetração de trabalho ($a_e = 10$ μm) a espessura equivalente de corte tende a ser menor, o que reflete diretamente em baixos valores de rugosidade Ra gerados na superfície das peças (MALKIN; GUO, 2008; ROWE; ANDREW, 2014).

A análise da rugosidade superficial em amostras de Ti-6Al-4V submetidas ao processo de retificação foi igualmente desenvolvida por Singh, Sharma e Dogra (2020). Como ferramenta de corte foi selecionado um rebolo de cBN o qual atuou sobre as amostras de liga de titânio a uma velocidade de corte constante de $V_s = 22$ m/s, sendo que a velocidade das peças foi fixada em 3 000 m/min. A penetração de trabalho utilizada foi equivalente a 10 μm, sendo que em termos de condição de lubrificação utilizou-se a técnica convencional com um fluido sintético diluído em água (1:20), sendo que nesse fluido de corte foram diluídos diferentes percentuais em massa de nanopartículas de grafeno (0,5 % a 2,5 %) (SINGH; SHARMA; DOGRA, 2020b).

Dentre os parâmetros de saída analisados destaca-se a avaliação dos parâmetros Ra (desvio médio aritmético) e Rz (Altura máxima do perfil) de rugosidade a partir dos quais verificou-se que a adição de nanopartículas de grafeno em comparação com a condição em que o fluido foi aplicado sem a adição dessas nanopartículas não alterou de forma significativa os valores de rugosidade Ra e Rz, sendo que o parâmetro Ra se manteve abaixo de $0,3\text{ }\mu\text{m}$, enquanto o parâmetro Rz manteve-se abaixo de $3,5\text{ }\mu\text{m}$. Esse comportamento observado indica que a capacidade de lubrificação e refrigeração do fluido de corte em questão é bastante efetiva, tanto que a adição de nanopartículas não influenciou nos resultados de rugosidade, Fig. 2. 8. (SINGH; SHARMA; DOGRA, 2020b).

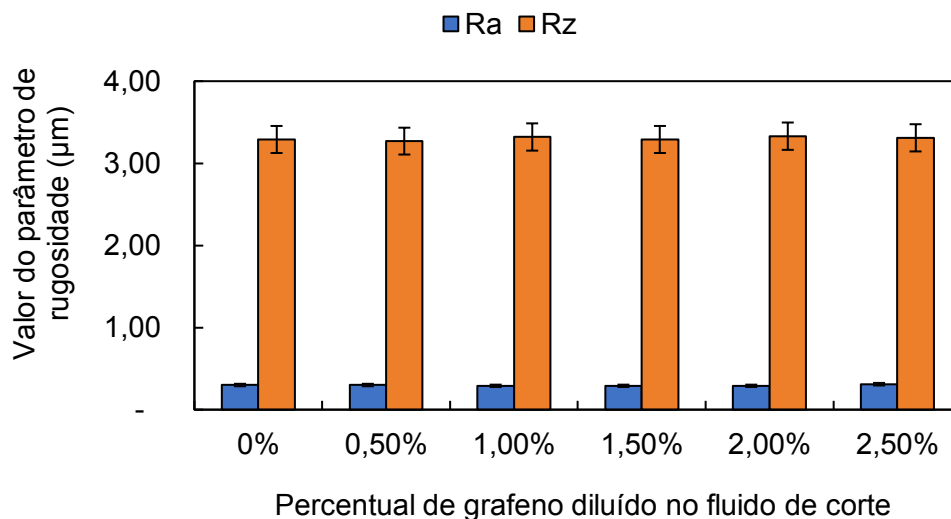


Figura 2. 8 - Valores dos parâmetros de rugosidade Ra e Rz em função do percentual de grafeno diluído em fluido de corte, na retificação de amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de cBN (Adaptado de Singh; Sharma; Dogra, 2020).

O fluido de corte empregado no processo de retificação tem por finalidade assegurar as adequadas funções de lubrificação e de refrigeração da zona de contato entre rebolo e peça principalmente, tendo em vista que ao longo desse processo, mais de 80 % do calor gerado é direcionado à peça ao se empregar rebolos abrasivos convencionais (KLOCKE, 2009; KLOCKE; LINKE, 2008). E se esta for constituída de um material que possui uma baixa capacidade em dissipar o calor, como é o caso das ligas de titânio, esse calor fica retido na superfície e na sub superfície das peça (BOCCHETTA et al., 2021; NEUGEBAUER et al., 2011). Consequentemente, são gerados danos de origem térmica, queima de retífica e trincas, que comprometem a qualidade dos componentes e, em muitos casos, prejudica a sua funcionalidade (JHA; PAUL, 2019; SIBISI et al., 2020).

Outro estudo desenvolvido por (MUKHOPADHYAY et al., 2019) teve por finalidade avaliar os efeitos gerados por diferentes condições de penetração de trabalho e de profundidade de dressagem sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V com rebolo de SiC (CGC60K5V8) no processo de retificação plana na condição a seco. Como parâmetros de entrada foram utilizados três valores de penetração de trabalho (5 μm , 10 μm e 15 μm) e cinco diferentes valores de profundidade de dressagem (5 μm , 10 μm , 15 μm , 20 μm , 25 μm) com o uso de um dressador ponta única de diamante. Dentre os parâmetros de saída avaliados, os autores destacaram a rugosidade Ra (desvio médio aritmético).

Eles constataram que ao empregar a menor valor penetração de trabalho ($a_e = 15 \mu\text{m}$), foram obtidos os maiores valores de rugosidade (1,99 μm ; 2,13 μm ; 2,27 μm ; 2,39 μm ; 1,85 μm), enquanto ao empregar a maior penetração de trabalho, em todas as condições de profundidade de dressagem, foram alcançados os menores valores de rugosidade Ra de todos os ensaios (0,70 μm ; 0,83 μm ; 1,02 μm ; 1,38 μm ; 1,05 μm), Fig. 2.9, ao que os autores atribuíram ao fato de que a combinação entre o maior valor de penetração de trabalho $a_e = 15 \mu\text{m}$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ geraram abrasivos com arestas afiadas, considerando que durante a ação do rebolo sobre a peça as partículas fraturadas geram arestas pontiagudas que ao atuarem sobre as amostras de Ti-6Al-4V proporcionaram sulcos profundos que corroboraram em altos valores de rugosidade, ao passo que para a menor penetração de trabalho $a_e = 5 \mu\text{m}$ e profundidade de dressagem $a_d = 5 \mu\text{m}$, os abrasivos do rebolo ficaram pouco friáveis e, assim, os sulcos gerados nas peças foram menos profundos, os quais foram representados por baixos valores de rugosidade Ra (MUKHOPADHYAY et al., 2019).

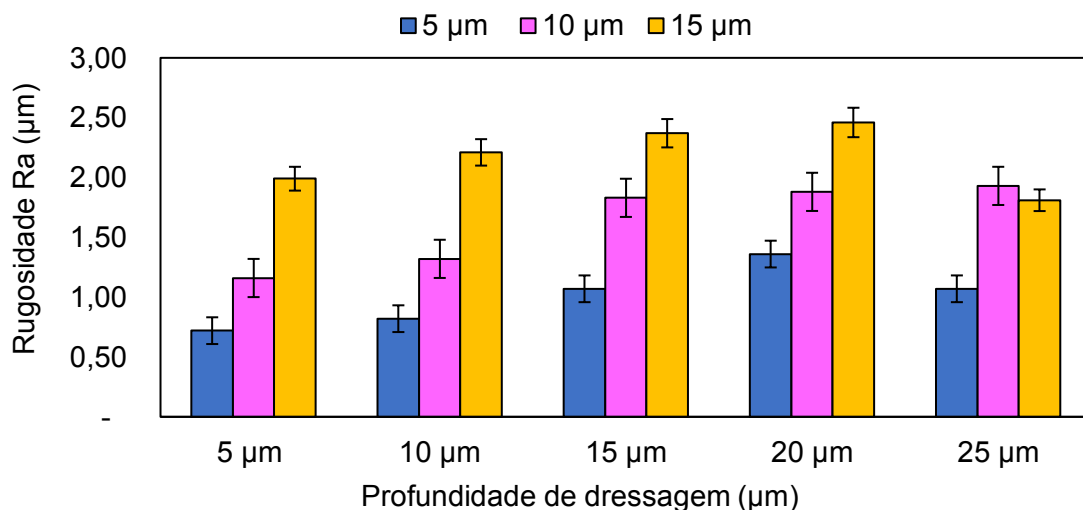


Figura 2. 9 - Rugosidade Ra em função das condições de dressagem e de corte (ADAPTADO de MUKHOPADHYAY et al., 2019).

De acordo com Klocke (2009) apud De Oliveira (2001), ao analisar isoladamente a profundidade de dressagem (a_d), os altos valores indicam uma maior probabilidade de fratura do abrasivo ao longo da dressagem o qual tende a apresentar arestas pontiagudas mais expostas que, ao interagirem com a peça ao longo da usinagem favorecem as condições tribológicas ao longo da formação do cavaco e melhoram o acabamento da peça. Contudo, é preciso analisar conjuntamente outros parâmetros operacionais.

2.2.2 Análise da textura via microscopia eletrônica de varredura (MEV)

Um importante parâmetro comumente utilizado para avaliar a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V é a textura da peça, a qual pode ser observada e analisada por meio da microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Em um trabalho desenvolvido por Mukhopadhyay e Kundu (2019), os autores buscaram avaliar de que forma a técnica MQL com diferentes fluidos de corte poderiam impactar na retificabilidade da liga Ti-6Al-4V e, dentre os parâmetros analisados, destaca-se a avaliação da textura das superfícies retificadas por meio da microscopia eletrônica de varredura.

Os ensaios foram realizados em uma retificadora plana tangencial HMT Praga sendo que a ferramenta empregada foi um rebolo de carbetto de silício. Diferentes condições de lubrificação foram empregadas (fluido convencional blasocut, água e sabão, nitrato de sódio e propileno glicol) e comparadas com a retificação a seco e, assim, dentre os parâmetros de saída avaliados, os autores verificaram que ao adotar o fluido propileno glicol, as superfícies da liga Ti-6Al-4V apresentaram sulcos orientados em sua grande maioria e visualmente uma textura uniforme (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019b).

Contudo, nas demais condições de fluido de corte aplicadas, em especial na condição a seco, as marcas de retificação foram bastante irregulares e as superfícies mostraram-se bastante danificadas, Fig. 2. 10. Destaca-se que tanto o rebolo de SiC e a peça são pobres condutores térmicos, o que na ausência de fluido de corte intensifica a geração de calor que fica concentrado na interface rebolo-peça, dificulta o cisalhamento e deteriora o acabamento.

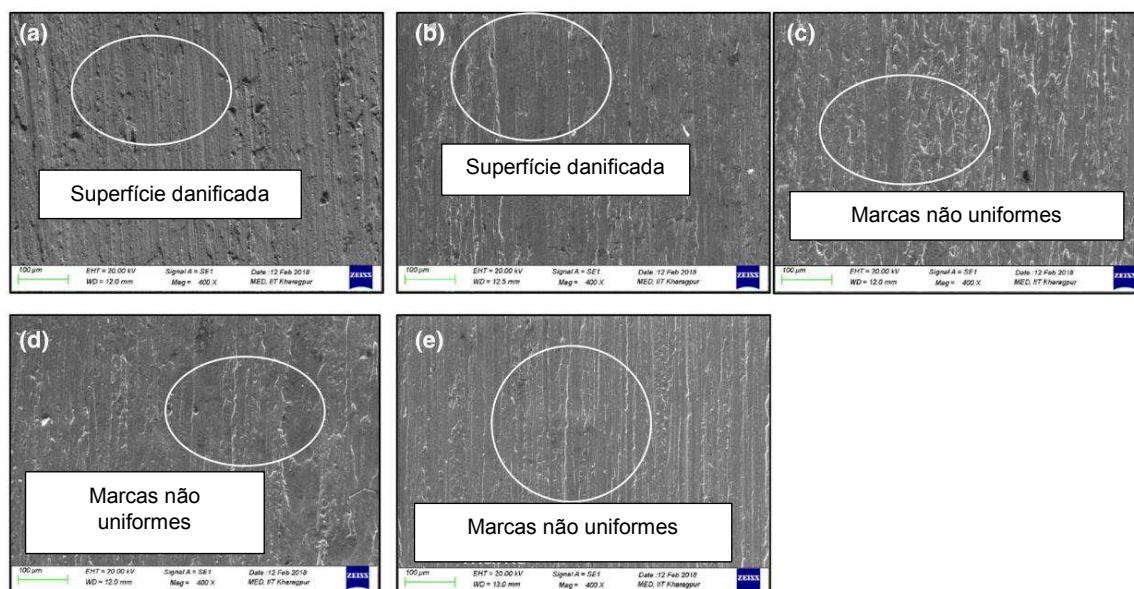


Figura 2. 10 – Imagens de MEV de amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC a seco (a), fluido blasocut (b), água e sabão (c), nitrato de sódio (d) e propileno glicol (e) (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019).

De acordo com os autores, o uso do propileno glicol assegurou uma melhora na retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, em termos de textura das superfícies pois esse fluido proporcionou uma diminuição nas temperaturas desenvolvidas na zona de corte e assim a reatividade química da liga com o rebolo foi minimizada, o que implicou em melhores condições tribológica e favoreceu o cisalhamento de material da peça; consequentemente, o acabamento superficial das amostras melhorou em termos da análise das imagens de MEV (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019b).

KACALAK et al. (2018) desenvolveram um estudo acerca da retificabilidade da liga Ti-6Al-4V com diferentes rebolos de SiC, os quais apresentam em sua estrutura a adição de abrasivos agregados em um percentual de até 30 %, sendo que os rebolos empregados apresentaram granulometrias mesh # 60 e #120. O objetivo do trabalho foi avaliar como a adição de abrasivos agregados na estrutura do rebolo influenciava na retificabilidade da liga. Eles empregaram velocidade de corte e a velocidade da peça em 30 m/s e 25 m/min, respectivamente, com um fluido de corte aplicado por meio da técnica abundante; e três diferentes valores de penetração de trabalho ($a_e = 5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$ e $20 \mu\text{m}$) (KACALAK et al., 2018), enquanto os parâmetros de saída utilizados para análise destacam-se a avaliação da textura das superfícies retificadas, a qual ocorreu somente sob a maior condição de penetração de trabalho. A partir da análise das imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas, os autores observaram que nos ensaios de retificação realizados pela ação do

rebolo de SiC com abrasivos agregados a um percentual de 30 % as superfícies das peças retificadas apresentaram sulcos profundos, mas orientados, com poucas evidências de queima de retificação, e nenhuma presença de trincas de origem térmica, indicando que sob essa condição as superfícies apresentaram uma maior qualidade superficial, Fig. 2. 11 (KACALAK et al., 2018).

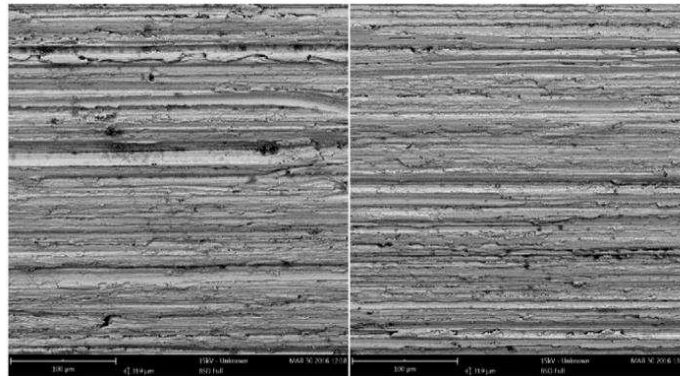


Figura 2. 11 – Imagens de MEV das amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC convencional e com 30 % de abrasivos agregados, a um $a_e = 20 \mu\text{m}$ (KACALAK et al., 2018).

Um estudo desenvolvido por (NOSENKO; NOSENKO; KORYAZHKIN, 2018) por finalidade avaliar a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V em diferentes condições de corte, por meio do uso de dois rebolos abrasivos 64CF80H12V e 64CF100I12V e três diferentes valores de velocidade de corte ($V_s = 20 \text{ m/s}$, 25 m/s e 30 m/s), mantendo-se constante a velocidade da peça e a penetração de trabalho em 100 mm/min e 1 mm , respectivamente. Como parâmetros de saída, os autores chamaram a atenção para a texturas das amostras retificadas, por meio da análise de MEV, em que eles observaram muito material aderido em especial para aquela que foi gerada após a retificação com rebolo de granulometria mesh # 80, independentemente da velocidade de corte empregada. Eles atribuíram essa adesão de material da peça no rebolo em especial às altas temperaturas desenvolvidas durante o corte, devido à alta reatividade química dessa liga com o carbetto de silício, o que faz com que partes de material da liga Ti-Al-4V fique presa às pontas dos grãos e, em seguida, seja transferida por coesão para a superfície usinada na próxima rotação do rebolo (NOSENKO; NOSENKO; KORYAZHKIN, 2018).

A análise da textura da liga Ti-6Al-4V após retificação com rebolo de SiC também foi realizada por (GUO et al., 2011) como forma de avaliar as melhores condições operacionais para retificação da liga. Para tanto, foram utilizadas três diferentes condições de velocidade

da peça ($V_w = 3$ m/min, 6 m/min e 9 m/min) e quatro diferentes condições de penetração de trabalho ($a_e = 10$ μ m; 20 μ m; 30 μ m e 40 μ m). A partir da microscopia eletrônica de varredura foi possível observar marcas de sulcos profundos com a presença de material aderido, em especial ao empregar a maior profundidade de corte. Os autores atribuem isso à propriedade de reatividade química da liga Ti-6Al-4V, em altas temperaturas, com o carvão de silício, provocando adesão química.

A análise da textura em amostras de Ti-6Al-4V foi igualmente desenvolvida por De Mello et al. (2017), em termos de microscopia eletrônica de varredura. Neste caso, os ensaios de retificação foram realizados com um rebolo de SiC (39C46KVK) a velocidades de corte e da peça constante iguais a 32 m/s e 6 m/min, respectivamente. Como parâmetro de entrada utilizou-se dois valores de penetração de trabalho ($a_e = 10$ μ m e $a_e = 20$ μ m) e assim, a sua influência em termos de textura superficial nas amostras de Ti-6Al-4V foi mensurada (DE MELLO et al., 2017). Como resultados, os autores, observaram na peça a presença de regiões com sulcos mais profundos, em função da ação dos abrasivos do rebolo, em ambas as condições de penetração de trabalho empregadas; contudo, ao empregar $a_e = 10$ μ m foi verificada a superfície com pior acabamento superficial, indicando que nessa condição operacional intensas deformações plásticas podem ter ocorrido, Fig. 2. 12 (DE MELLO et al., 2017). Além disso, sob essa condição os autores verificaram evidências de adesão de material na peça, o que também permite indicar a ocorrência de adesão química entre o elemento titânio da liga e o material do rebolo abrasivo de SiC (DE MELLO et al., 2017; DUYTRINH et al., 2019).

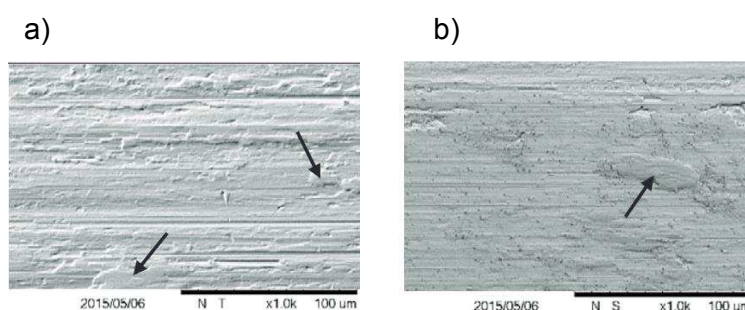


Figura 2. 12 – Imagens de MEV de amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC a uma $a_e = 10$ μ m (a) e $a_e = 20$ μ m (b) (Adaptado de DE MELLO et al., 2017).

Ligas de níquel, de titânio e aços inoxidáveis são materiais que, quando retificados, tendem a apresentar um acabamento superficial com muita adesão de material na peça e deslocamento lateral de material, em função de propriedades e características existentes

nesses materiais, como a presença de elementos de liga, que conferem a esses materiais uma maior dificuldade em serem usinados (DONACHIE, 2000).

2.2.3 Microdureza

Outro importante parâmetro comumente estudado na avaliação dos efeitos da retificação sobre ligas de titânio é a microdureza. Este parâmetro pode ser avaliado na superfície retificada ou abaixo da mesma, a fim de que os efeitos do calor gerado pela usinagem em regiões sub superficiais sejam estudados como forma de avaliar a integridade sub superficial.

Um estudo desenvolvido por Sadeghi et al. (2009) teve por objetivo avaliar os efeitos que diferentes condições operacionais podem proporcionar na integridade de amostras da liga Ti-6Al-4V em termos de microdureza, a qual foi mensurada em regiões abaixo da superfície retificada. Ao longo dos ensaios experimentais de retificação foi empregado um rebolo abrasivo de óxido de alumínio (Al_2O_3), de especificação 91A46I8AV, que atuou sobre as amostras da liga a uma velocidade de corte constante de 15 m/s. Também foram empregados diferentes valores de velocidade da peça ($V_w = 20$ m/min, 30 m/min e 40 m/min) e de penetração de trabalho ($a_e = 2$ μm , 5 μm e 7 μm) (SADEGHI et al., 2009). Dentre as condições de lubrificação empregadas, Sadeghi et al. (2009) optaram pela técnica convencional na qual o fluido é aplicado na zona de corte sob a forma de um jorro abundante. A partir dos resultados alcançados em termos de microdureza eles observaram que até uma distância abaixo da superfície retificada equivalente a 30 μm uma diminuição na microdureza do material, em relação ao valor de referência (265 HV), foi detectada, Fig. 2. 13. Próximo à superfície retificada a microdureza do material foi de aproximadamente 185 HV; todavia, até uma profundidade de 30 μm a microdureza de referência do material foi alcançada e manteve estabilizada em regiões mais profundas.

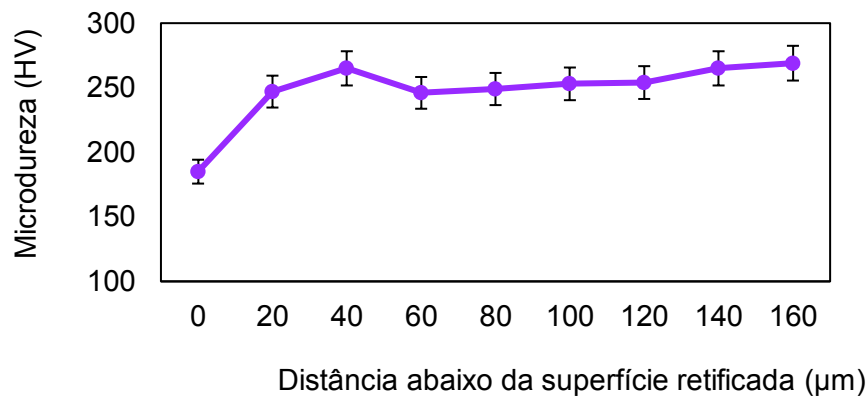


Figura 2. 13 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada de amostras da liga Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de alumina a um $a_e = 5 \mu\text{m}$ e $V_w = 40 \text{ m/min}$ (Adaptado de SADEGHI et al., 2009).

A dificuldade em se retificar ligas de titânio é atribuída ao fato de que esses materiais possuem uma baixa capacidade em dissipar calor e possuem uma elevada resistência mecânica em altas temperaturas, logo, durante usinagem altas deformações plásticas são desenvolvidas para a remoção de material (MALKIN; GUO, 2008; NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2018). Como essas ligas de titânio encruam com facilidade, ou seja, quando submetidas a deformações plásticas intensas a resistência mecânica do material aumenta, é comum a ocorrência de um aumento na microdureza do material em regiões sub superficiais (LI et al., 2018a; SADEGHI et al., 2009)

Contudo, quando há uma eficiência no processo de lubrificação da zona de corte, as temperaturas desenvolvidas na região são reduzidas assim como as deformações plásticas (MALKIN; GUO, 2008). Consequentemente, esse endurecimento é reduzido e, conforme observado por Sadeghi et al. (2009), em regiões próximas à de retificação, não ocorre o endurecimento, mas sim uma queda na microdureza, fenômeno conhecido como *softening*.

Essa queda na microdureza, ou amolecimento do material (*softening*), implica em um ganho na ductilidade e uma redução na resistência ao escoamento. Com isso, a usinabilidade do material é melhorada (MALKIN; GUO, 2008).

Esse comportamento foi constatado por De Mello et al. (2017) ao retificar amostras da liga de titânio Ti-6Al-4V com rebolo de carbeto de silício SiC, de especificação é 39C46KVK e velocidades de corte e da peça igual a $V_s = 32 \text{ m/s}$ e $6,8 \text{ m/min}$, respectivamente. Eles empregaram a técnica convencional de aplicação de fluido de corte (de base sintética sintético (ME-3) diluído em água foi aplicado na zona de corte sob a forma de jorro abundante, a uma vazão de 545 L/h . Eles testaram ainda dois valores de penetração de trabalho, $10 \mu\text{m}$ e $20 \mu\text{m}$. Dentre os parâmetros de saída analisados destaca-se a microdureza e como resultados eles

constataram que, sob a condição em que $a_e = 10 \mu\text{m}$, houve a maior variação de microdureza em relação à dureza de referência do material (381 HV), Fig. 2. 14. De Mello et al. (2017) atribuem esse comportamento ao fato de que sob essa condição de penetração de trabalho são induzidas altas deformações plásticas na peça.

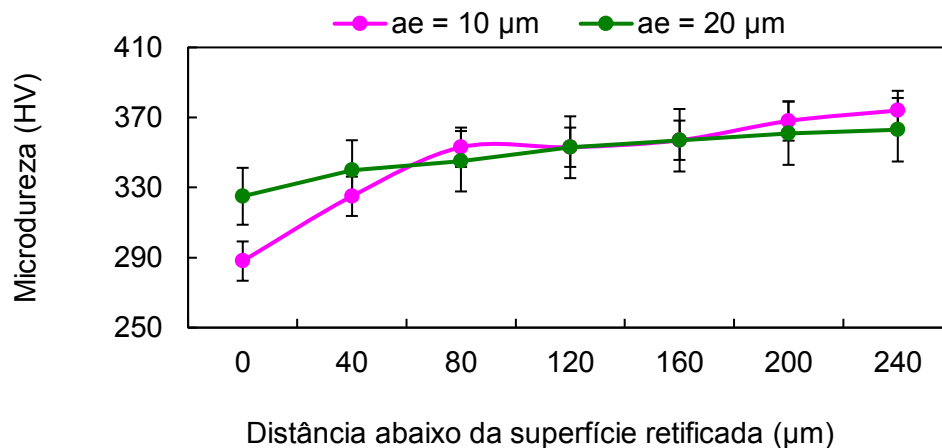


Figura 2. 14 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada em diferentes condições de penetração de trabalho do rebolo de SiC sobre amostras de Ti-6Al-4V (Adaptado de DE MELLO et al., 2017).

2.2.4 Microestrutura das peças

Na análise da retificabilidade de uma liga de titânio é de fundamental importância avaliar a ocorrência ou não de danos de origem termina nas peças usinadas sob as mais diferentes condições operacionais empregadas. Dessa forma, é comum a avaliação da microestrutura das peças após o processo de retificação como um meio de verificar e detectar os danos térmicos causados pelo processo. (GUO et al., 2011) analisaram a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, entre outros parâmetros, com relação às microestruturas das peças em regiões abaixo da superfície retificada, como forma de avaliar os possíveis danos causados pelo processo. Foram desenvolvidos ensaios de retificação plana tangencial em amostras da liga Ti-6Al-4V com o uso de um rebolo de carbetto de silício (GC100KV8P) o qual foi mantido a uma velocidade de corte constante em 26,4 m/s. Em termos de velocidade das peças foram utilizados três valores ($V_w = 3 \text{ m/min}$, 6 m/min e 9 m/min), um valor único de penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$) na condição a seco. Após os ensaios, a análise da microestrutura das amostras retificadas mostrou que em regiões próximas a de usinagem a microestrutura apresentou um comportamento mais alongado enquanto em regiões mais afastadas da zona

de corte, a microestrutura mostrou-se mais uniforme, com aspecto semelhante ao observado antes dos ensaios de retificação, o que permite inferir que em regiões mais afastadas da zona de retificação, não foram detectadas alterações microestruturais. Contudo, a uma profundidade de até 20 μm os grãos da microestrutura apresentaram um aspecto mais alongado e um pouco disforme indicando que em função das altas temperaturas geradas em especial sob a condição de maior velocidade da peça, o processo de retificação influenciou na microestrutura da liga, a qual possui propriedades como baixa condutividade térmica e alta resistência mecânica que, aliadas a uma condição a seco de usinagem e condições severas de corte, provocaram significativas alterações microestruturais (GUO et al., 2011).

Ainda de acordo com os autores, essa microestrutura gerada próxima a zona de retificação é muito propensa a deformação superplástica e possui alta ductilidade; em contrapartida, a microestrutura original da liga possui alta capacidade de resistência à fluência e ao crescimento de trincas por fadiga. Nesse sentido, as alterações microestruturais geradas pelo processo de retificação podem comprometer importantes propriedades intrínsecas da liga Ti-6Al-4V que a fazem ser amplamente empregada na indústria aeronáutica, aeroespacial e na fabricação de próteses biocompatíveis com o corpo humano (GUO et al., 2011).

Em um trabalho desenvolvido por (DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019) os autores estudaram os efeitos de diferentes condições de lubrificação na retificação plana do Inconel 718, um material assim como a liga Ti-6Al-4V muito empregado na indústria aeronáutica e que possui baixa condutividade térmica. Foi utilizado um rebolo de carbeto de SiC (39C60KVK) a uma $V_s = 38 \text{ m/s}$, velocidade da peça em 10 m/min sendo que, como parâmetros de entrada foram variados os valores de penetração de trabalho ($a_e = 20 \mu\text{m}$ e $40 \mu\text{m}$) assim como as condições de lubrificação: na condição a seco, jorro abundante (vazão em 522 000 ml/h) e MQL com nanopartículas de grafeno dispersas em duas diferentes concentrações, 0,05 % e 0,10 % em volume (vazão = 240 ml/h). Dentre os parâmetros de saída, eles avaliaram a microestrutura das peças obtidas em regiões abaixo da superfície de retificada.

A partir das imagens obtidas, Fig. 2. 15, foi possível verificar alterações microestruturais e regiões abaixo da superfície, sendo que nos ensaios realizados sem a presença de fluido de corte, nas regiões mais próximas à de corte houve um aumento em até 20 % da dureza do material, enquanto sob a condição MQL + 0,10 % de grafeno houve uma redução em 8 % na dureza e na condição de jorro abundante o decréscimo foi de 6 %. Com a ampliação utilizada (escala de 50 μm) foram observados grãos mais alongados em regiões próximas à superfície retificada, um comportamento que pode ser atribuído às elevadas temperaturas desenvolvidas na zona de corte aliadas a propriedades do Inconel 718, tais

como baixa condutividade térmica ($11,4 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$) (DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019).

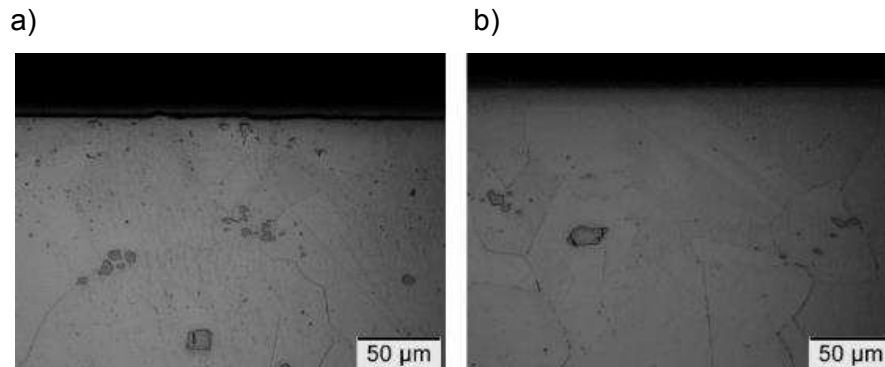


Figura 2. 15 – Microestruturas da liga de Inconel 718 após retificação com rebolo de SiC a um $a_e = 20 \mu\text{m}$ e MQL + grafeno (0,1 %) (a) e a um $a_e = 40 \mu\text{m}$ e técnica convencional (b) ((DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019).

2.2.5 Potência de retificação

Dentre as variáveis de saída que podem ser avaliadas ao longo do processo de retificação destaca-se a potência de retificação, embora ainda sejam poucos os trabalhos descritos na literatura que envolvem a análise dessa variáveis, em específico, ao longo da retificação de ligas de titânio.

Na literatura a análise da potência consumida pela máquina retificadora é normalmente desenvolvida em termos das forças de corte obtidas no processo, as quais podem indicar um maior ou menor consumo de energia para a usinagem. Poucos ainda são os estudos acerca da potência de retificação, especificamente, ao longo da retificação plana da liga Ti-6Al-4V. Em um trabalho desenvolvido por (DE MELLO, 2015) o autor procurou analisar, entre outros parâmetros, a potência máxima de retificação desta liga com rebolo de SiC (39C46KVK), velocidade de corte = $V_s = 32 \text{ m/s}$, velocidade da peça de $V_w = 6,8 \text{ m/min}$, dois valores de penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$ e $20 \mu\text{m}$) e três condições de lubrificação: jorro abundante (vazão 545 L/h), MQL e MQL com grafeno (ambas a uma vazão de 0,240 ml/h). A partir da análise dos sinais de potência os autores constataram que sob a condição jorro abundante combinada com a penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$ foram alcançados os maiores

valores de potência [$1,46 \pm 0,05$] kW, enquanto na condição MQL a uma penetração de trabalho foram desenvolvidos os menores valores de potência [$1,29 \pm 0,04$] kW. Esse comportamento pode ser atribuído ao fato de que a condição MQL combinada com um baixo valor de penetração de trabalho, 10 μm , proporciona uma melhor eficiência no processo de formação de cavaco pois as temperaturas desenvolvidas na zona de corte são menores facilitando assim o processo de remoção de material o que tende a diminuir o consumo de energia por parte da máquina retificadora (DE MELLO, 2015).

Em um estudo sobre a retificabilidade da liga Inconel 718 (DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019) foram realizados ensaios de retificação plana tangencial em amostras da liga Inconel 718 com rebolo de SiC (39C60KVK) a uma velocidade de corte igual a $V_s = 38$ m/s, uma velocidade da peça de $V_w = 10$ m/s, duas condições de penetração de trabalho $a_e = 20$ μm e 40 μm , e diferentes condições de lubrificação: a seco, jorro abundante (vazão de 522 000 ml/h) MQL (vazão de 240 ml/h) e MQL com grafeno dissolvido em 0,05 % e 0,10 % em volume (vazão de 240 ml/h). Em termos de potência de retificação, os autores observaram que em ambas as condições de penetração de trabalho adotadas, os valores de potência foram relativamente altos, em especial na condição MQL sem adição de grafeno, ao que os autores atribuíram ao fato de que a ausência de grafeno comprometeu o processo de lubrificação da zona de corte; consequentemente, as forças de corte desenvolvidas para o cisalhamento de material foram altas e exigiram maiores esforços de corte e assim um maior consumo de energia representado por altos valores de potência (DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019). A adição de grafeno ao fluido de corte proporciona uma significativa melhora na capacidade de resfriamento na interface rebolo/peça ao longo da retificação evitando que danos de origem térmica ocorram nas amostras. Além disso, a adição de grafeno melhora a lubrificação e assim proporciona uma melhor capacidade em cisalhar material e remover cavacos de maneira mais eficiente, exigindo assim um menor consumo de energia ao longo do processo (DE OLIVEIRA; DA SILVA; GELAMO, 2019).

Em outro estudo desenvolvido por (MUKHOPADHYAY et al., 2019) acerca dos impactos que a dressagem pode exercer sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V as forças desenvolvidas ao longo do processo foram adquiridas e avaliadas em termos de consumo de energia. Os ensaios de retificação em amostras de liga Ti-6Al-4V foram desenvolvidos com o uso de um rebolo de SiC (CGC60K5V8), o qual foi submetido a diferentes condições de dressagem antes dos ensaios ($a_d = 5$ μm , 10 μm , 15 μm , 20 μm e 25 μm). Ao longo dos ensaios de retificação foram desenvolvidos três diferentes valores de penetração de trabalho ($a_e = 5$ μm , 10 μm e 15 μm) e todos os ensaios foram desenvolvidos na condição a seco de lubrificação. A partir da análise das forças normais e tangenciais desenvolvidas, os autores verificaram que a combinação entre a maior penetração de trabalho ($a_e = 15$ μm) e a

profundidade de dressagem $a_d = 15 \mu\text{m}$ proporcionaram os maiores valores de forças normais e tangenciais, sendo as primeiras superiores em valor em relação às segundas em todas as condições operacionais. Esse comportamento é atribuído à friabilidade gerada nos abrasivos do rebolo, que sob essa combinação foi menor, ou seja, as arestas abrasivas não estavam com ângulos negativos, os quais favorecerem a remoção de material; logo, foi necessário um maior consumo de energia por parte da máquina retificadora para a realização dos ensaios de retificação (MUKHOPADHYAY et al., 2019).

(MUKHOPADHYAY; KUNDU; DAS, 2018b) desenvolveram igualmente um outro estudo sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V e, dentre os parâmetros de saída analisados, os autores mensuraram forças normais e tangenciais ao longo dos ensaios como forma de avaliar o consumo de energia ao longo do processo. Os ensaios de retificação plana tangencial foram desenvolvidos em amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de óxido de alumínio (AA60K5V8), sob distintos passes do rebolo sobre a peça (5, 10, 15 e 20 passes) e em diferentes condições de lubrificação: a seco, MQL com fluido convencional miscível em água e MQL com fluido de base alcalina.

Dentre os parâmetros de saída analisados por (MUKHOPADHYAY; KUNDU; DAS, 2018b) destacam-se os esforços de corte como uma forma de avaliar o consumo de energia por parte da máquina retificadora. A partir dos ensaios e da aquisição dos resultados foi possível verificar que o uso de um fluido de base alcalina aplicado via técnica MQL assegurou uma expressiva redução nas forças de corte desenvolvidas ao longo da retificação em especial sob as condições em que o número de passes do rebolo sobre a peça foi maior (15 e 20).

Esse comportamento pode ser explicado pela melhor capacidade de lubrificação do fluido de base alcalina que, ao ser aplicado na interface rebolo/peça proporcionou um melhor cisalhamento do material da peça além de uma redução nas temperaturas desenvolvidas na região. O mesmo não pode ser alcançado na condição de uso de um fluido convencional e a seco, pois essas duas condições não foram eficientes em termos de lubrificação, posto que as forças de corte desenvolvidas foram muito elevadas.

2.2.6 Relação G

Um parâmetro fundamental para a análise da retificabilidade de um material é a relação G a qual é definida como sendo a razão entre o volume de material removido da peça (Z_w) e o volume de rebolo desgastado (Z_s), conforme representado na Eq. 2.3.

$$G = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (2.3)$$

Um estudo foi desenvolvido por (KUNDU et al., 2018) para avaliar os efeitos gerados por diferentes condições de lubrificação sobre a retificabilidade de uma liga de titânio (liga de titânio grau 1) com rebolo de óxido de alumínio (AA60K5V8), velocidade de corte = 30 m/s, velocidade da peça = 14 m/min e a penetração de trabalho do rebolo sobre a peça foi equivalente a 10 µm, sendo que antes de cada ensaio de retificação, o rebolo foi submetido à operação de dressagem pela ação de um dressador ponta única de diamante. Três diferentes condições de lubrificação foram adotadas: a seco, jorro abundante com fluido miscível em água e MQL com fluido miscível em água. Dentre os parâmetros de saída avaliados por (KUNDU et al., 2018) a análise da relação G foi desenvolvida como uma das maneiras de avaliar a retificabilidade da liga de titânio; a partir dos resultados foi possível verificar que ao aplicar o fluido de corte sob a forma MQL, a relação G aumentou em 64 % em relação a condição a seco, a qual apresentou a menor relação G de todos os ensaios, Fig. 2.17. De acordo com os autores, a ausência de uma condição adequada e eficiente de lubrificação implica em elevadas temperaturas na zona de corte e proporciona um desgaste e maior entupimento de cavacos nos poros do rebolo, alterando o seu balanceamento (KUNDU et al., 2018). Assim, as forças de corte desenvolvidas no processo para a remoção de material da peça são elevadas, em função das altas temperaturas ocorre reatividade da liga com o material abrasivo do rebolo, o que compromete sensivelmente o acabamento das amostras e acelera o processo de desgaste do rebolo abrasivo (KUNDU et al., 2018).

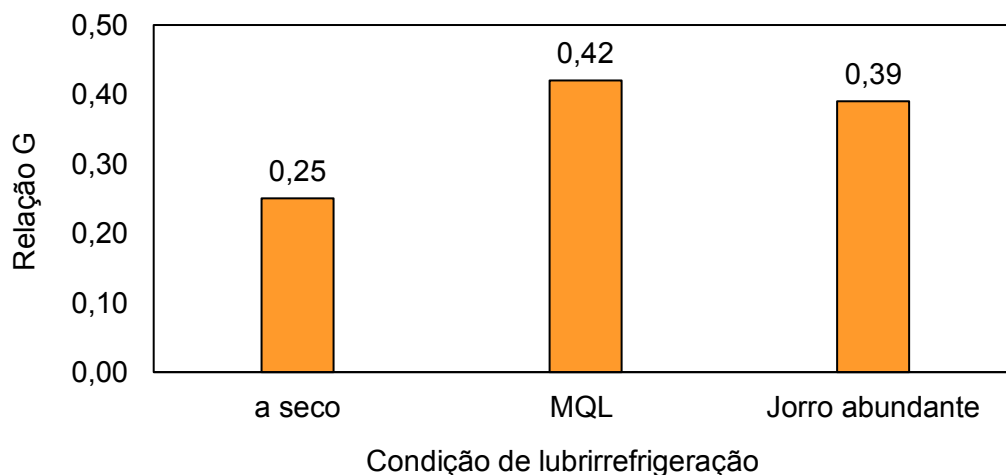


Figura 2. 16 – Relação G em função das condições de lubrificação (ADAPTADO de KUNDU et al. (2018)).

Dessa forma, os valores de relação G sob condições mais severas, como no caso a condição a seco, tendem a ser menores indicando que a retificabilidade da liga de titânio é prejudicada quando não existe uma adequada condição de lubrificação (KUNDU et al., 2018).

Além disso, quando há uma eficiente lubrificação na interface entre o rebolo e a peça a quantidade de material a ser removido tende a ser maior pois o cisalhamento de material tende a ser mais eficiente pois além das temperaturas serem menores e a lubrificação ser maior, os abrasivos do rebolo tendem a manter a sua friabilidade e os poros do rebolo são constantemente limpos dos cavacos (MALKIN; GUO, 2008).

Outro estudo desenvolvido igualmente por (MUKHOPADHYAY et al., 2019) teve por finalidade avaliar os impactos que diferentes condições operacionais, inclusive de dressagem, exercem sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V em termos de relação G . Os ensaios foram desenvolvidos em uma máquina retificadora de 1 μm de resolução da marca HMT Praga Division, em que a ferramenta de corte adotada ao longo dos testes foi um rebolo de SiC (CGC60K5V8). Este rebolo foi submetido à operação de dressagem com dressador ponta única de diamante antes de cada ensaio de retificação, em diferentes condições de profundidade de dressagem ($a_d = 5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$ e $15 \mu\text{m}$) e ao longo dos ensaios de retificação cinco diferentes condições de penetração de trabalho do rebolo na peça foram utilizadas ($a_e = 5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$, $15 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$ e $25 \mu\text{m}$), Fig. 2.18. Ao analisarem os resultados em termos de relação G , (MUKHOPADHYAY et al., 2019) verificaram que sob a condição de maior penetração de trabalho ($a_e = 15 \mu\text{m}$) combinada com uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ foi obtido o maior valor de relação G de todos os ensaios ($G = 0,72$). Esse comportamento ocorreu, pois, sob essas condições houve uma redução nos esforços de corte o que resultou em uma menor fratura e destacamento de abrasivos do rebolo. Todavia, quando foi utilizada uma profundidade de dressagem $a_d = 25 \mu\text{m}$ para o mesmo valor de penetração de trabalho, a relação G foi menor, pois sob essa condição houve um aumento expressivo nos esforços de corte e na temperatura gerada na interface entre rebolo e peça o que provocou um maior desgaste nos abrasivos do rebolo (MUKHOPADHYAY et al., 2019).

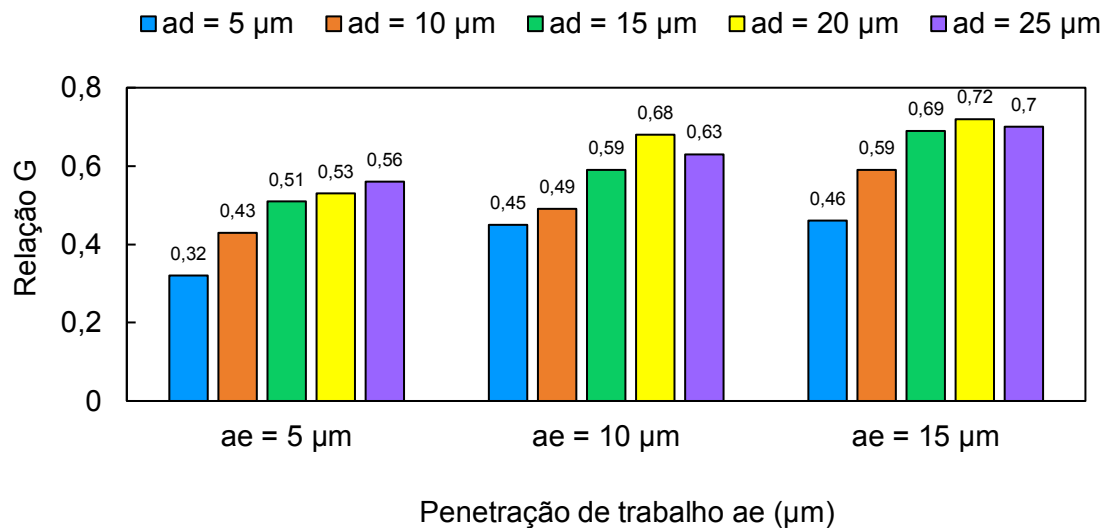


Figura 2. 17 – Relação G em função da penetração de trabalho e das condições de dressagem (ADAPTADO de (MUKHOPADHYAY et al., 2019)).

Zhao et al. (2020) desenvolveram um estudo sobre os efeitos que a adição de abrasivos com tamanhos diferentes na estrutura de um rebolo de cBN pode provocar na retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, em termos de relação G. Os abrasivos agregados na estrutura do rebolo possuem tamanhos equivalentes a 355 μm (AcBN) e 425 μm (McBN), sendo que a velocidade de corte do rebolo foi variada ao longo dos ensaios em 30 m/s, 50 m/s, 80 m/s e 120 m/s, mantendo-se constante a penetração de trabalho do rebolo sobre a peça em $a_e = 30 \mu\text{m}$ e a vazão de fluido de corte, o qual foi aplicado de forma abundante na zona de corte a uma taxa 90 L/min. A partir dos ensaios desenvolvidos e da análise da relação G os autores observaram que, ao utilizar o rebolo com os abrasivos agregados AcBN (tamanho do abrasivo em 355 μm), os valores de relação foram muito mais elevados ($G = 3\,700$) do que o alcançado sob a condição de uso do rebolo com abrasivos McBN agregados (tamanho do abrasivo em 425 μm) em que a relação G foi igual a 2 525, Fig. 2. 19.

O tamanho dos abrasivos agregados assegurou uma melhor condição de cisalhamento do material da peça de tal modo que o cavaco removido fosse facilmente expelido para fora dos poros do rebolo, dessa forma, o desgaste da ferramenta abrasiva foi baixo e a remoção de material da peça foi maior, configurando em altos valores de relação G, sendo essa uma condição operacional que favorece a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V (ZHAO et al., 2020)

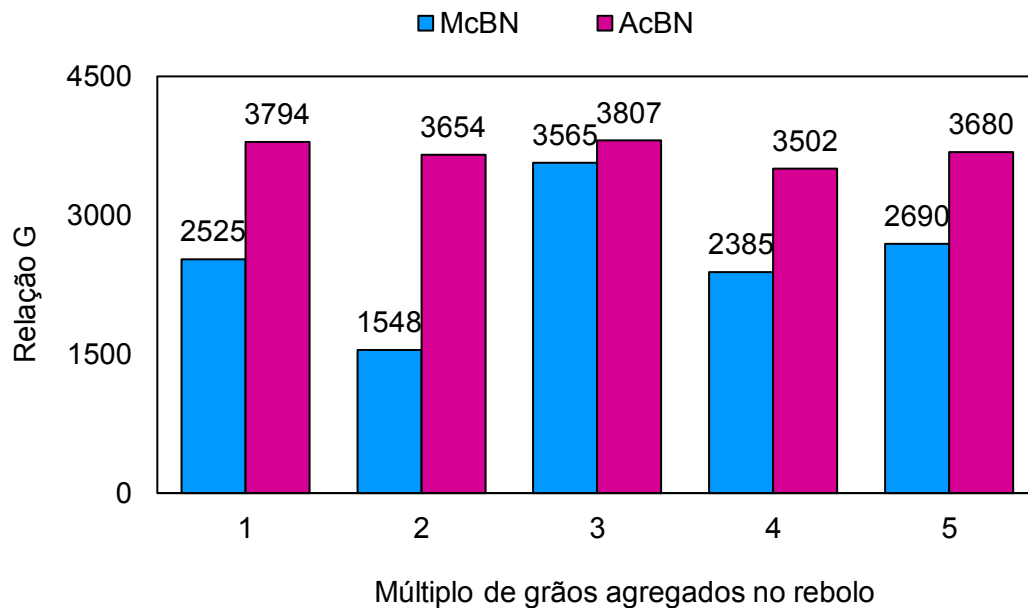


Figura 2. 18 – Relação G em função das condições do rebolo abrasivo de cBN (ADAPTADO de ZHAO et al. (2020)).

A retificabilidade da liga Ti-6Al-4V também foi analisada por (RAJ RAI; MUKHOPADHYAY; KUMAR KUNDU, 2019) que realizaram ensaios experimentais em uma máquina retificadora modelo BSG-225 de resolução igual a 10 μm , com o uso de um rebolo de óxido de alumínio (AA60K5V8), o qual foi dressado antes de cada ensaio de retificação com um dressador estático de ponta única de diamante a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$. Os parâmetros de entrada avaliados foram a penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$ e $20 \mu\text{m}$) e o número de passes do rebolo sobre a peça (5, 10, 15, 20 e 25).

A partir da análise da relação G, (RAJ RAI; MUKHOPADHYAY; KUMAR KUNDU, 2019) os autores verificaram que sob a maior condição de penetração de trabalho ($a_e = 20 \mu\text{m}$) e maior número de passes do rebolo sobre a peça (25 passes) o volume de material removido da peça foi o mais elevado entre todas as condições ensaiadas (Z_w aproximadamente igual a 175 mm^3) e, sob essa condição a relação G também foi a mais alta de todos os ensaios, indicando que a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V é melhor nas condições em que a penetração de trabalho é igual a $20 \mu\text{m}$ e o número de passes é igual a 25 (RAJ RAI; MUKHOPADHYAY; KUMAR KUNDU, 2019).

2.3 Processo de retificação

Nas mais diversas ramificações da indústria metal mecânica são empregadas operações convencionais de usinagem, tais como torneamento, fresamento, furação entre outros, que utilizam ferramentas com geometria definida, mas que na maioria das vezes não são suficientes para assegurar tolerâncias dimensionais e tolerâncias geométricas estreitas (MALKIN; GUO, 2008; ROWE; ANDREW, 2014). Por vezes o material da peça ou componente a ser usinado possui características e propriedades que dificultam a sua usinabilidade, como é o caso de ligas de titânio, de níquel e aços inoxidáveis (MALKIN; GUO, 2008; MARINESCU, 2016).

Em vista disso, a usinagem por abrasão se sobressai diante das operações de usinagem convencional, pois envolve processos mecânicos nos quais são utilizadas partículas cerâmicas abrasivas de elevada dureza e geometria irregular, que são ou interligadas por um material ligante ou apresentam-se soltas, a fim de remover material da peça sob a forma de cavacos com pequenas dimensões (MALKIN; GUO, 2008; NEUGEBAUER et al., 2011).

Sobretudo na indústria aeronáutica, diversos componentes são submetidos a processos de usinagem por abrasão, tais como partes da fuselagem e do motor aeronáutico, os quais requerem bom acabamento superficial e tolerâncias de forma estreitas (HUNG et al., 2020; NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2020).

Dentre os mais diversos tipos de processos de usinagem por abrasão, um dos mais estudados e utilizados na indústria metal mecânica é a retificação, pois além de assegurar a produção de componentes com desvios dimensionais e geométricos inferiores aos obtidos por meio de operações convencionais que empregam ferramentas com geometria definida, ainda permite a usinagem de materiais com elevada dureza (acima de 40 HRC) (JACKSON; PAULO DAVIM, 2011; MALKIN; GUO, 2008).

Segundo Malkin e Guo (2008) a retificação é um processo de usinagem por abrasão no qual a ferramenta de corte ou rebolo é constituído por inúmeras partículas abrasivas as quais são constituídas de materiais cerâmicos, possuem elevada dureza (acima de 1 500 HV), são multicortantes e apresentam geometria irregular. O rebolo abrasivo atua sobre a superfície da peça a velocidades de corte elevadas, usualmente acima de 30 m/s, sendo que cada aresta dos abrasivos em contato com a peça atua como ferramenta de corte (KLOCKE, 2009; ROWE; ANDREW, 2014).

Dessa forma, a retificação envolve alguns elementos básicos, como a ferramenta de corte de revolução, ou rebolo abrasivo, o fluido de corte aplicado na interface rebolo-peça por

meio de um bocal, a peça que, no caso da retificação plana tangencial, é posicionada sobre uma mesa magnética e, como consequência do processo, são gerados cavacos com pequenas dimensões (Marinescu, 2016).

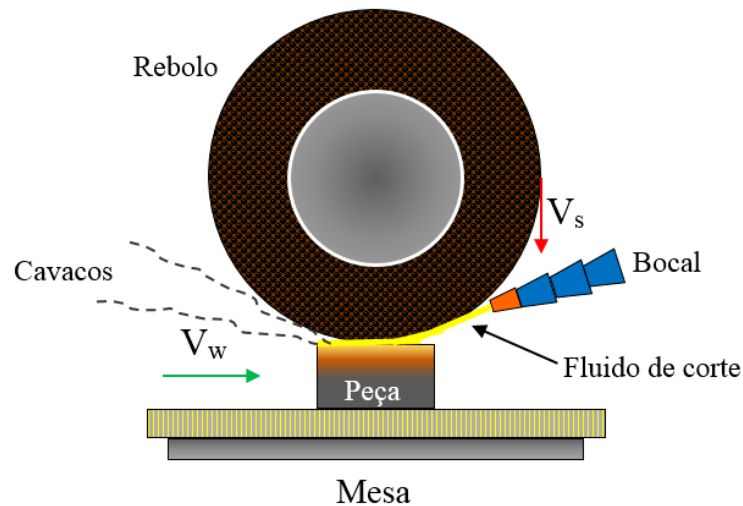


Figura 2. 19 – Representação esquemática da ação do rebolo abrasivo sobre a peça, ao longo do processo de retificação plana tangencial (Adaptado de Marinescu, 2016).

A exemplo do que ocorre em operações convencionais de usinagem, na retificação cada partícula abrasiva do rebolo possui arestas cortantes que, ao entrarem em contato com a superfície da peça, exercem a função de ferramenta de corte (KLOCKE, 2009; MALKIN; GUO, 2008). Ainda segundo Neugebauer et al. (2011) as etapas que abrangem o mecanismo de formação do cavaco em processos abrasivos (retificação, por exemplo), que utilizam ferramentas com geometria irregular, são comparáveis ao observado em processos de usinagem convencionais (torneamento, por exemplo), os quais envolvem o uso de ferramentas com geometria definida.

Nas Figuras 2. 21 (a) e 2. 21 (b) encontram-se representadas esquematicamente as interfaces entre cavaco e ferramenta nas condições em que esta possui geometria definida e geometria não definida, respectivamente (NEUGEBAUER et al., 2011). A Figura 2. 21 (a) ilustra a ação de uma ferramenta de corte com geometria definida, como é o caso do torneamento, enquanto a Fig. 2. 21 (b) representa a ação de uma ferramenta com geometria não definida, conforme o processo de retificação (NEUGEBAUER et al., 2011).

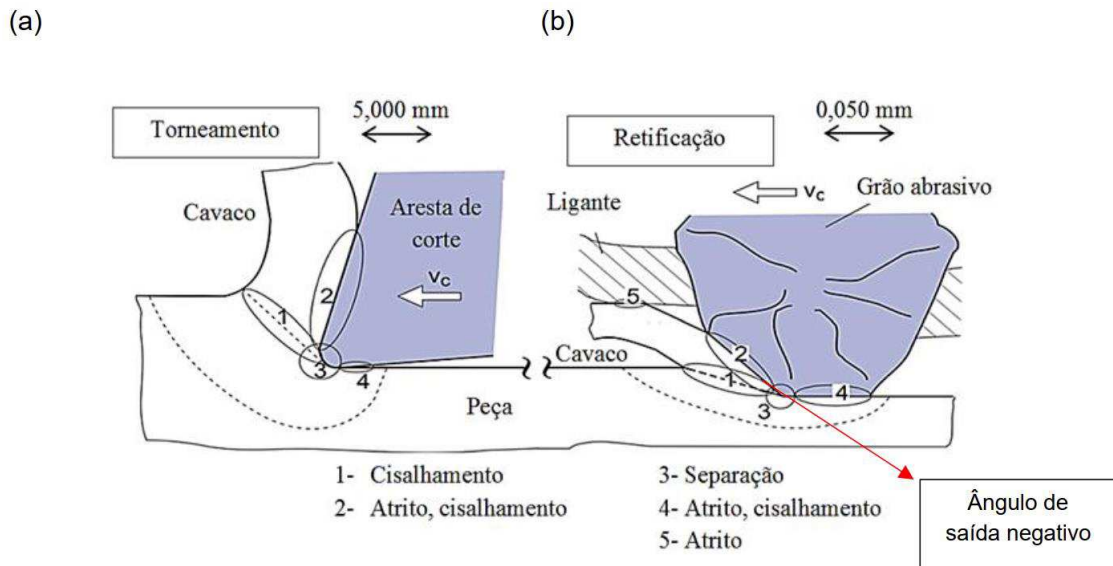


Figura 2. 20 – Representação das interfaces cavaco-ferramenta em processos que envolvem ferramenta com geometria definida (a) e ferramenta com geometria não definida (b) (Adaptado de Neugebauer et al., 2011).

Embora seja possível comparar a ação de ferramentas de corte com geometria definida e não definida quanto à remoção de material da peça, existem alguns pontos em que ambas se diferem, em especial no que diz respeito ao ângulo de saída da partícula abrasiva, Fig. 2. 21 (a), o qual é predominantemente negativo (MALKIN; GUO, 2008; WEGENER et al., 2011). Ademais, ao longo da retificação, são vários os abrasivos do reboło que entram em contato com a peça e, conforme descrito na literatura e algumas partículas abrasivas apenas atiram com a superfície da peça sem proporcionar a efetiva remoção de material configurando, portanto, em uma elevada quantidade de energia mecânica empregue sem a efetiva remoção de material da peça (ISKENDEROV et al., 2018; MALKIN; GUO, 2008).

Normalmente, as peças e componentes submetidos ao processo de retificação, em etapas finais da cadeia produtiva, apresentam tolerâncias dimensionais estreitas (na faixa de IT6 a IT3), valores de tolerâncias microgeométricas (rugosidade superficial) que variam de 0,02 μm a 1,60 μm , em função das condições operacionais e tolerâncias macrogeométricas de forma estreitas, uma característica que a destaca dos demais processos abrasivos e processos de usinagem convencional com ferramenta de geometria definida (DA SILVA et al., 2018; ROWE; ANDREW, 2014).

Todavia, quando o reboło abrasivo atua sobre a peça ao longo da retificação uma grande quantidade de calor é gerada na interface entre reboło e peça, sendo que, se não houver uma eficiente refrigeração e lubrificação, na superfície retificada podem surgir danos de origem térmica que comprometem a qualidade e a funcionalidade dos componentes, tais

como alterações microestruturais, queimas superficiais, macro e micro trincas bem como tensões residuais de tração (GUBIANI et al., 2017; MALKIN; GUO, 2008).

Outro comportamento indesejado é a contração ou expansão da peça decorrente de efeitos termodinâmicos desenvolvidos ao longo da retificação, o que compromete as tolerâncias dimensionais e geométricas desejadas nas peças (KLOCKE, 2009).

Nesse sentido, um adequado sistema de lubrificação é indispensável ao processo de retificação, tendo em vista evitar o surgimento de danos térmicos que comprometam a qualidade final do produto (MALKIN; GUO, 2008 (GUPTA et al., 2021).

2.3.1 Mecanismos de formação de cavaco

Em concordância com o descrito anteriormente, o processo de retificação envolve o uso de uma ferramenta de corte conhecida como rebolo, composto por inúmeros abrasivos cerâmicos multicortantes, com geometria irregular, elevada dureza e arestas afiadas (MALKIN, 2008 (PRINZ et al., 2018). Logo, em comparação com ferramentas de geometria definida, tais como bits, brocas, fresas entre outros, o ângulo de saída do abrasivo alterna entre positivo e negativo, de acordo com o movimento de rotação do rebolo, mas usualmente esse ângulo apresenta-se negativo durante as sucessivas passagens do rebolo sobre a peça (BADGER; MURPHY; O' DONNELL, 2018; NEUGEBAUER et al., 2011).

Sob essa perspectiva, os mecanismos de formação do cavaco no processo de retificação à primeira vista parecem ser de difícil compreensão; contudo, na literatura é possível classificar o processo de formação do cavaco em três etapas principais: atrito, cisalhamento e remoção do cavaco, Fig. 2. 22 (KLOCKE, 2009). Esse último por apresentar pequenas dimensões é comumente avaliado em um adequado microscópio (KLOCKE, 2009(JIANG et al., 2013)

Dessa forma, a devida compreensão dos mecanismos que envolvem a remoção de material da peça durante a retificação é essencial para avaliar a influência dos parâmetros de corte selecionados bem como analisar as variáveis de saída do processo (MALKIN; GUO, 2008; XIAO et al., 2021).

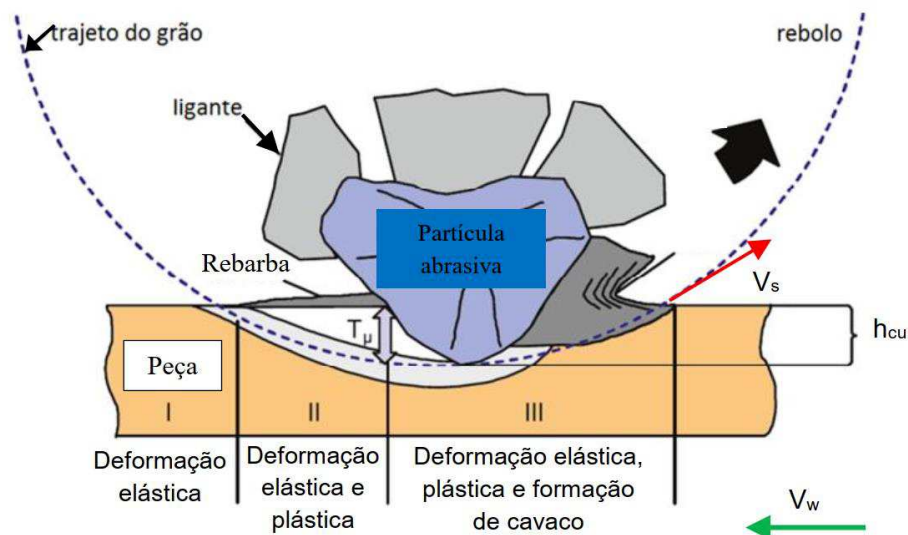


Figura 2. 21 – Representação esquemática das etapas que envolvem o mecanismo de remoção de material da peça ao longo da retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).

O mecanismo de remoção de material da peça envolve, portanto, as seguintes etapas (KLOCKE, 2009):

- Etapa I - Atrito: essa etapa é caracterizada pelo início do contato entre o abrasivo do rebolo e a peça; em função do atrito desenvolvido por meio dessa interação inicia-se a deformação elástica, à medida que cada abrasivo penetra na superfície da peça, Fig. 2. 22 (KLOCKE, 2009; JACKSON; DAVIM, 2011).
- Etapa II - Cisalhamento: à proporção que o abrasivo penetra na peça ocorre um aumento na espessura de cavaco não deformado (h_{cu}), o que aumenta as tensões compressivas na superfície que está sendo submetida à retificação. Por conseguinte, o material da peça é deformado plasticamente e deslocado lateralmente e para frente do abrasivo, em razão do sentido de retificação (concordante ou discordante). Dessa forma, à medida que os abrasivos do rebolo penetram na peça a área de contato rebolo-peça aumenta e assim, o atrito e as deformações plásticas geradas no material aumentam proporcionalmente. Fig. 2. 22. Enquanto isso, na região de cisalhamento, a energia gerada pelo processo de retificação é dissipada, preferencialmente, sob a forma de atrito, calor e deformação (KLOCKE, 2009; JACKSON; DAVIM, 2011).
- Etapa III - Remoção do cavaco: nessa etapa, a aresta de corte do abrasivo penetra na peça a um valor de penetração crítica, o qual gera uma tensão igualmente

crítica. Essa tensão é conhecida como tensão mínima para a ruptura do material. Sob essas condições é que a formação do cavaco se inicia, efetivamente, sendo que a maior parte da energia gerada no processo é requisitada nessa terceira etapa. Porém, para que essa etapa aconteça, a aresta de corte do abrasivo deve penetrar na peça a uma dada profundidade em que a espessura de cavaco não deformado seja igual à profundidade crítica T_p , Fig. 2.22 (KLOCKE, 2009; JACKSON; DAVIM, 2011).

Segundo Machado et al. (2015), é possível igualmente comparar as etapas que envolvem o mecanismo de formação do cavaco em processos de usinagem convencional com ferramentas de geometria definida e em processos abrasivos, que envolvem ferramentas com geometria não definida, tal como exemplificado na Tab. 2. 2.

Tabela 2. 2 – Comparação entre as etapas que envolvem os mecanismos de formação do cavaco quando empregadas ferramentas de geometria definida e não definida (Adaptado de MACHADO et al., 2015).

Geometria definida (ex.: fresa)	Geometria não definida (ex.: abrasivos do rebolo)
1) Recalque inicial	1) Recalque e sulcamento
2) Deformação e ruptura	2) Cisalhamento e formação de microtrincas
3) Deslizamento das lamelas	3) Escoamento de cavaco
4) Saída do cavaco	4) Fusão
5) Zona de aderência	5) Formação do cavaco esferoidal
	6) Expulsão do cavaco alongado
	7) Ausência de zona de aderência

Nesse contexto, alguns trabalhos foram desenvolvidos no sentido de avaliar o mecanismo de formação de cavaco durante a retificação da liga Ti-6Al-4V. Um estudo desenvolvido por Mukhopadhyay e Kundu (2019b) os autores realizaram uma análise os feitos que diferentes condições de penetração de trabalho e de lubrificação poderiam exercer, entre outros aspectos, sobre os cavacos formados durante a retificação da liga Ti-6Al-4V.

Como ferramenta de corte, Mukhopadhyay e Kundu (2019b) empregaram um rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3), com especificação AA60K5V, e diferentes atmosferas de lubrificação: a seco, fluido de corte convencional (Blasocut 2000 Universal), água com sabão, solução de nitrito de sódio e propileno glicol. Em termos de penetração de trabalho, foram utilizadas três condições: 5 μm , 10 μm e 15 μm , sendo que em cada condição eram aplicados 20 passes do rebolo sobre a peça, e a cada passe havia um incremento no valor da penetração de trabalho selecionada (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019d).

Antes de cada ensaio experimental, o rebolo de óxido de alumínio foi submetido a operação de dressagem a uma profundidade de dressagem equivalente a 20 μm , valor ideal para a dressagem de um rebolo convencional a ser empregado na retificação da liga Ti-6Al-4V (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b, 2019a, 2019c). Segundo Mukhopadhyay e Kundu (2019b) após os ensaios experimentais de retificação, foi desenvolvida a análise dos cavacos como uma maneira de compreender e avaliar a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V e, a partir dos resultados alcançados foi possível observar que ao empregar o propileno glicol como fluido de corte, os cavacos apresentaram-se mais alongados e com marcas de cisalhamento, o que em conjunto com outros parâmetros analisados permite assinalar que sob essa condição a lubrificação da zona de corte foi eficiente, Fig. 2. 23. Todavia, nas condições a seco e com fluido convencional (Blasocut) os cavacos formados foram menores e apresentaram-se na forma de blocos, indicando que o atrito e o sulcamento gerado pelos abrasivos na peça foram mais elevados e, assim, nessa condição, a lubrificação foi menos eficiente (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019d).

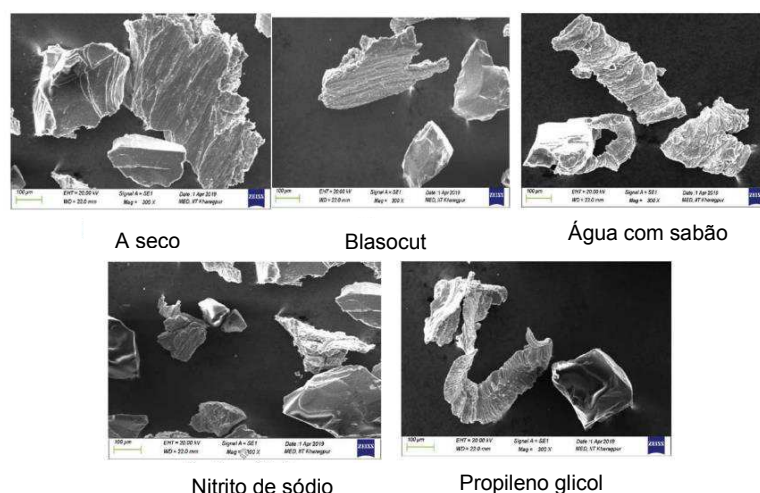


Figura 2. 22 – Imagens de MEV de cavacos da liga Ti-6Al-4V retificada com rebolo de alumina em diferentes condições operacionais (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019d).

Em um outro estudo desenvolvido por (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018a) foi desenvolvida uma análise comparativa entre os efeitos proporcionados por dois tipos de rebolos abrasivos convencionais (um de óxido de alumínio (AA60K5V8) e um de carbeto de silício (CGC60K5V8)), sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V e testaram duas atmosferas de usinagem: a seco e água com sabão (taxa de diluição 1:20 e penetração de trabalho igual a 10 μm . Em outro trabalho dos mesmos autores Mukhopadhyay e Kundu (2018b) avaliaram

como parâmetros de saída a morfologia dos cavacos formados pelo processo de retificação, Fig. 2. 24. De acordo com os autores, sob a condição de uso do rebolo de SiC os cavacos apresentaram-se mais alongados, quando combinados com a condição de aplicação de fluido de corte e, analisando conjuntamente com outros parâmetros analisados, foi possível afirmar que a condição de uso do rebolo de SiC proporciona uma melhora na retificabilidade da liga Ti-6Al-4V.

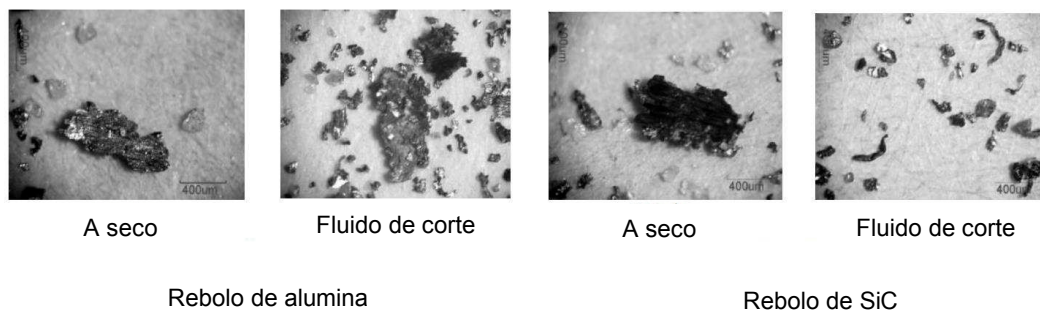


Figura 2. 23 – Imagens de MEV dos cavacos gerados após a retificação da liga Ti-6Al-4V com rebolos de alumina e de SiC (Adaptado de MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).

Um estudo desenvolvido por (NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2018) teve por finalidade avaliar os efeitos gerados pelo uso de um rebolo de cBN na retificação da liga Ti-6Al-4V com velocidade de corte igual a 90 m/s, velocidade da peças de 100 mm/min e diferentes valores de penetração de trabalho (20 μm , 50 μm , 75 μm e 100 μm) e utilizando fluido de corte na forma abundante. Eles analisaram o rebolo antes e após os ensaios de retificação via microscopia eletrônica, Fig. 2. 25. Segundo estes autores, devido ao fato de o rebolo ser galvanizado com uma camada única de grãos de cBN, cuja resistência maior que a dos rebolos com ligantes resinoides e vitrificados, não foi verificado o arrancamento de abrasivos nem a adesão de material da peça no rebolo, um fenômeno que ocorre em altas temperaturas em função da reação química do elemento titânio com abrasivo, Fig. 2. 25. Em virtude das temperaturas desenvolvidas no processo terem sido amenas, esse fenômeno não foi observado (NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2018).

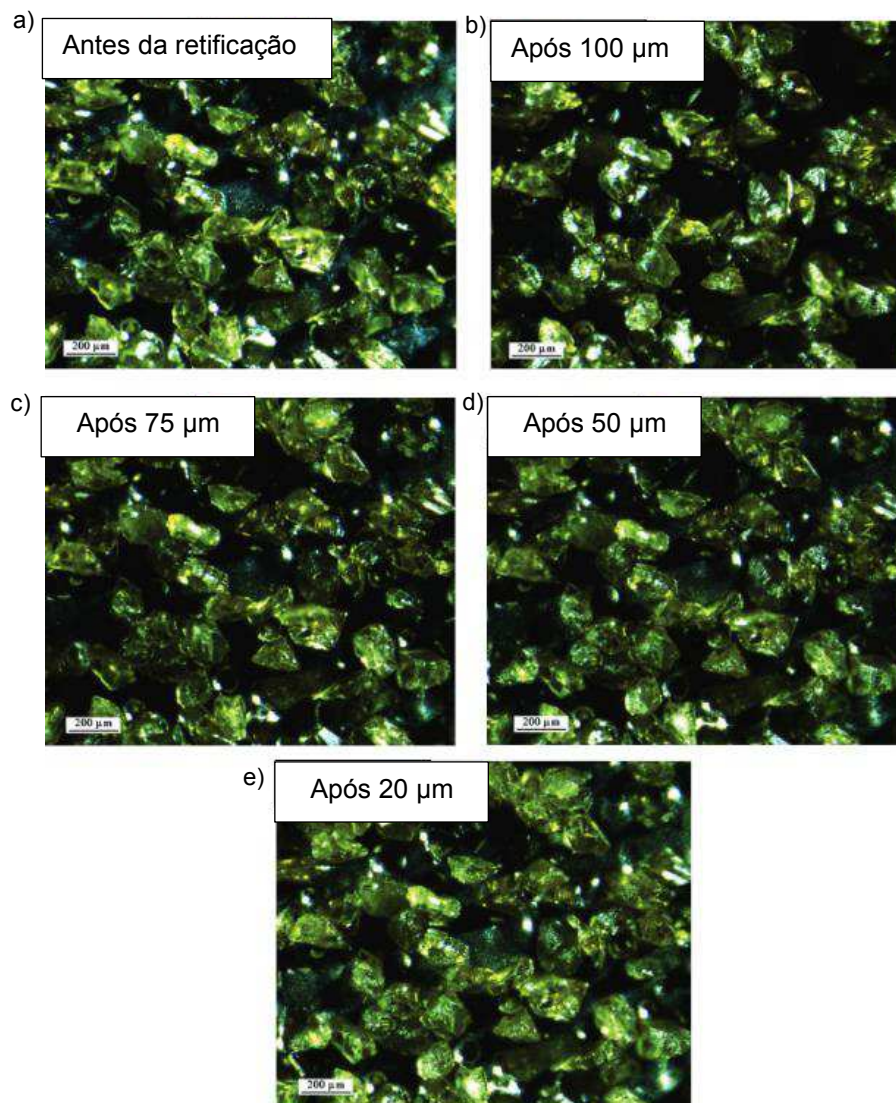


Figura 2. 24 – Imagens de MEV dos abrasivos de cBN antes e após os ensaios experimentais de retificação em amostras da liga Ti-6Al-4V em diferentes penetrações de trabalho (a) antes da retificação, após 100 μm , 75 μm , 50 μm e 20 μm (Adaptado de NASKAR; CHOUDHARY; PAUL, 2018).

2.3.2 Grandezas físicas no processo de retificação

Ao longo desta seção, as principais grandezas físicas envolvidas no processo de retificação serão apresentadas, em especial no que diz respeito à retificação plana tangencial.

- Velocidade de corte (V_s): é a velocidade periférica do rebolo, a qual é definida como o deslocamento exercido por uma partícula abrasiva do rebolo em um dado

intervalo de tempo. Este parâmetro influencia na vida do rebolo, assim como na taxa de remoção de material da peça e no acabamento superficial das peças e componentes retificados. A velocidade de corte pode ser calculada de acordo com a Eq. 2. 4

$$V_s = \frac{\pi \cdot d_s \cdot n_s}{60 \cdot 1000} \quad \text{m/s} \quad (2. 4)$$

Em que: d_s é o diâmetro externo do rebolo (mm) e n_s a rotação do rebolo (rpm). Normalmente, a velocidade de corte para rebolos abrasivos convencionais, tais como de óxido de alumínio e carbetto de silício, variam de 30 m/s a 45 m/s, porém no caso de rebolos superabrasivos este valor pode chegar a 300 m/s.

- Velocidade periférica da peça (V_w): ou apenas velocidade da peça, é estabelecida como sendo a velocidade tangencial da peça, tendo-se como referência um ponto de contato da peça com o rebolo. No que tange especificamente a retificação plana tangencial, a velocidade da peça equipara-se à velocidade da mesa da máquina, sobre a qual a peça é montada, Fig. 2. 26 (MARINESCU et al., 2016). Esse parâmetro é determinado em função do material da peça, do material abrasivo do rebolo e da sua estrutura, bem como das condições operacionais da máquina retificadora, de tal modo a assegurar as tolerância dimensionais e geométricas exigidas. Em comparação com a velocidade de corte (V_s), a velocidade da peça (V_w) assume valores inferiores, que variam de 1 m/min a 25 m/min. Portanto, a velocidade da peça deve ser definida em função do tipo de material da peça, do tipo de abrasivo e estrutura do rebolo, bem como em função das condições da máquina ferramenta, onde serão realizados os procedimentos experimentais, visando sempre atingir as tolerâncias dimensionais e geométricas requisitadas (MALKIN; GUO, 2008).

Assim como a velocidade de corte, a velocidade da peça influencia diretamente na espessura do cavaco, por estar diretamente relacionada com a espessura de corte equivalente, h_{eq} (MARINESCU et al., 2016). No entanto, os efeitos da velocidade da peça sobre a espessura de corte equivalente são opostos aos da velocidade de corte. Um incremento nos valores da velocidade da peça corrobora em um aumento na espessura de corte equivalente; por conseguinte, um maior número de abrasivos atua sobre a superfície a ser retificada, aumentando expressivamente as forças de corte desenvolvidas no processo. No momento em

que acontece um aumento nas forças de corte, os abrasivos ficam mais propensos a se desprenderem de sua estrutura. Por outro lado, quando o valor da velocidade da peça é reduzido, a espessura de corte equivalente h_{eq} decai na mesma proporção, amenizando as forças de corte e, aumentando o tempo de vida do rebolo (MALKIN; GUO, 2008; KLOCKE, 2009).

- Penetração de trabalho (a_e): esse importante parâmetro comumente analisado na literatura define o quanto que o rebolo penetra na peça, no plano de trabalho, sendo que perpendicularmente a direção de avanço da peça ou do rebolo; ou seja, é a medida da espessura de material removido, dada normalmente em milímetros, por revolução ou passagem da peça, Fig. 2. 26 (MARINESCU et al., 2016). Baixos valores de penetração de trabalho corroboram em um menor número de abrasivos em contato com a peça, a um tempo de contato menor. Todavia, com o aumento da penetração de trabalho há um acréscimo de partículas abrasivas em contato com a peça, por um tempo maior. Consequentemente, a área de contato rebolo-peça é ampliada, resultando em uma maior temperatura desenvolvida na região e em uma maior quantidade de material removida (espessura de corte equivalente h_{eq}) o que usualmente compromete a qualidade superficial das peças retificadas (KLOCKE, 2009; KLOCKE et al., 2015).

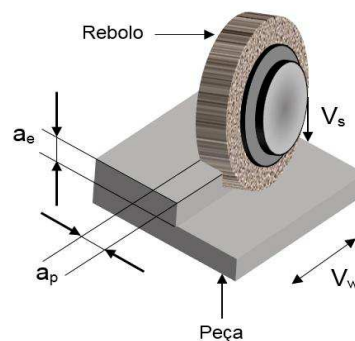


Figura 2. 25 - Ilustração das grandezas físicas do processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

- Profundidade de corte (a_p) ou largura de usinagem (b): esse parâmetro é definido como a profundidade axial do rebolo na peça ou mesmo a largura de penetração do rebolo na peça, sendo medida na direção perpendicular ao plano de trabalho, Fig. 2. 15 (MARINESCU et al., 2016). Se a superfície a ser usinada é maior que a largura do rebolo, na retificação em cheio a profundidade de corte será igual à largura do rebolo. Em situações nas quais a largura da peça é inferior à do rebolo, a profundidade de corte será igual à largura da peça a ser usinada. Mas ainda há

casos em que não se utiliza a largura total do rebolo, ou seja, a profundidade de corte é feita por incrementos transversais. Segundo o Machado et al. (2015), a profundidade de corte é escolhida em função da largura do rebolo sendo que o ideal é que a profundidade varie de 1/4 a 4/5 do valor de largura do rebolo.

- Espessura de corte equivalente (h_{eq}): descreve a espessura de material que os abrasivos removem da peça, o qual pode ser calculado pela Eq. 2. 5. O incremento no valor da espessura de corte equivalente, por meio do aumento da penetração de trabalho a_e ou da velocidade da peça (V_w), ou mesmo pela diminuição da velocidade de corte (V_s), ocasiona um aumento na quantidade de material removido da superfície da peça, elevando os esforços de corte envolvidos no processo, comprometendo, por conseguinte, a qualidade superficial das peças retificadas (MALKIN; GUO, 2008). Por essa razão, recomenda-se empregar rebolos cujos ligantes suportem altas velocidade, pois, na teoria, quanto maior for a velocidade de corte, menor será o desgaste no rebolo, menores serão os esforços de corte desenvolvidos na retificação e, assim, melhor será o acabamento superficial das peças retificadas (MALKIN; GUO, 2008; KLOCKE, 2009).

$$h_{eq} = a_e \cdot \frac{V_w}{V_s} \quad \text{m/s} \quad (2. 5)$$

- Comprimento de contato (l_c): é definido como a extensão média de partículas abrasivas ativas as quais entram em contato com a peça ao longo da retificação, sendo que tal parâmetro pode vir a ser determinado em função da penetração de trabalho e no diâmetro do rebolo, e expressa pela Eq. 2. 6 (GRAF, 2004 apud DAMASCENO, 2010).

$$l_c = \sqrt{a_e \cdot d_s} \quad [\text{mm}] \quad (2. 6)$$

O conhecimento acerca do comprimento de contato rebolo-peça é de fundamental importância por ser ele um indicativo da integridade superficial da peça (ROWE, 2010). De acordo com Klocke (2009), quanto maior for a área de contato rebolo-peça, maior será a dificuldade em remover a partícula abrasiva do rebolo, uma vez que sob estas condições, os abrasivos estarão em contato com a peça reduzindo assim o esforço e a pressão suportados por cada uma delas ao longo do processo. De acordo com a Eq. 2. 6, a área de contato aumenta em conformidade com a penetração de trabalho; portanto, estes valores não podem ser muito elevados como observado nas operações de usinagem convencional com ferramenta de geometria definida, uma vez que o aumento da penetração de

trabalho resulta em um maior número de partículas em contato com a superfície da peça. Logo, o atrito entre as partículas abrasivas e a peça será maior o que, conseqüentemente, proporcionará um aumento na geração de calor na zona de corte, comprometendo a qualidade superficial da peça retificada (MALKIN; GUO, 2008; MARINESCU et al., 2016).

2.3.3 Mecanismos de desgaste em rebolos

Rebolos são ferramentas de corte abrasivas e rotativas empregadas em processos de retificação; essas ferramentas possuem uma estrutura conglomerada de abrasivos cerâmicos unidos entre si por um material aglomerante (ligante) em cujas intermediações verifica-se a presença de poros que possuem a finalidade de alojar ar, fluido de corte e cavacos que serão expelidos em razão do movimento de rotação do rebolo (DE OLIVEIRA, 1992; NOVÁK; NÁPRSTKOVÁ; KASUGA, 2016).

Essas partículas abrasivas possuem valores de durezas mais elevados ($> 1\,500\text{ HV}$) do que aqueles dos aços rápidos e de metal duro, possuem geometria irregular e arestas multicortantes e afiadas e são responsáveis por adentrar na peça e cisalhar material, gerando os cavacos (MALKIN; GUO, 2008; CHEN et al., 2021). No entanto, ao longo da retificação é comum que os abrasivos se desgastem, alterando a sua geometria multicortante e promovendo como consequência, variações nas forças de corte (KHRAMENKOV; JERSÁK, 2021; ROWE; ANDREW, 2014). Dessa forma, a vida do rebolo, assim como a qualidade das superfícies retificadas, é alterada e a máquina retificadora fica mais suscetível a vibrações mecânicas (MALKIN; GUO, 2008; PALMER et al., 2018a).

Segundo (MARCELINO et al. (2013) existem três mecanismos de desgaste em rebolos abrasivos, Fig. 2. 27 (a), A – desgaste por atrito ou grão com perda de sua aresta, tornando-se plano, B – fratura da partícula abrasiva e C – fratura do aglomerante por desgaste ou tensões mecânicas. As forças desenvolvidas ao longo da retificação estão diretamente relacionadas ao desgaste das arestas de corte dos abrasivos, de acordo com Klocke (2009), sendo que cada componente normal e tangencial da força resultante pode ser decomposta em duas parcelas, em que a parcela 1 relaciona-se à formação do cavaco enquanto a parcela 2 remete ao atrito gerado entre a área plana de desgaste e a peça, Eq. 2. 7.

$$F = F_t + F_n = (f_t'' + f_t') = (f_n'' + f_n') \quad (2. 7)$$

Em que (f_t e f_n) são as parcelas relativas à força de formação do cavaco, enquanto a parcela (f'_t e f'_n) refere-se ao atrito da área plana de desgaste e a peça, Fig. 2. 27 (b) (JACKSON; PAULO DAVIM, 2011).

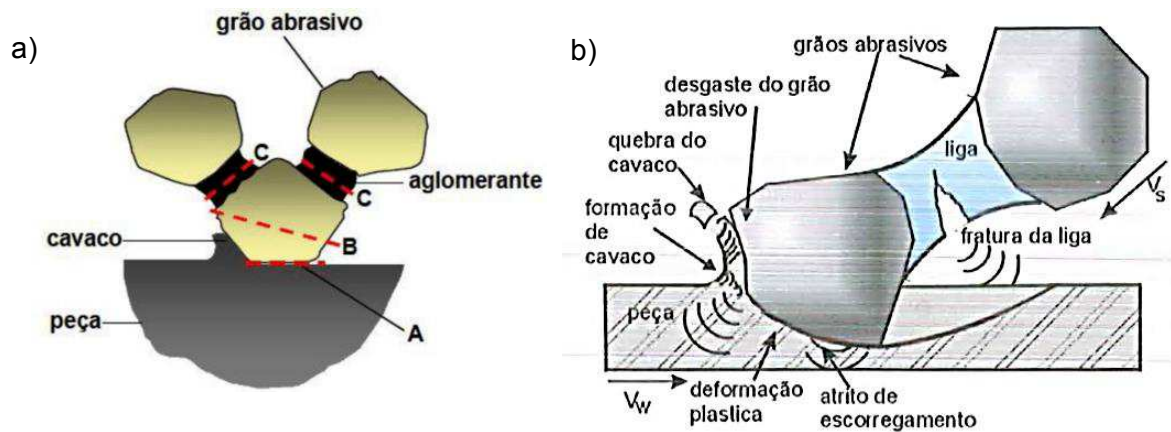


Figura 2. 26 - Esquema acerca do mecanismo de desgaste em rebolos (a): A – desgaste por atrito; B – fratura do grão abrasivo e C – fratura do ligante e ação dos abrasivos do rebolo sobre a superfície da peça (b) (Marcelino et al., 2013).

Ainda de acordo com De Oliveira (1992), enquanto a fratura do abrasivo é responsável pela redução na área de contato com a superfície da peça, o desgaste termofísico difusivo e abrasão mecânica levam ao desgaste dos abrasivos deixando os planos. Dessa forma, há um aumento na área plana de contato com a peça, perda da aresta de corte, o que dificulta o cisalhamento e a formação de cavacos (KWAK; HA, 2004; WALTER et al., 2012).

A abrasão mecânica é diretamente relacionada à energia de retificação necessária à formação do cavaco, e pode ser definida em função do comprimento de contato (L) e da força tangencial necessária para a formação do cavaco (f_t). O desgaste termofísico difusivo está relacionado à temperatura gerada no contato do abrasivo com a superfície da peça e ao tempo de contato. Em contrapartida, a fratura do abrasivo é dependente da força tangencial de retificação e do tempo de contato entre rebolo e peça (MOIA et al., 2015; ZHANG et al., 2017).

Segundo De Oliveira (2001), a quantidade de arestas de corte em contato com a peça aumenta com o início da retificação e tende a permanecer em um nível constante ao longo da usinagem, por um determinado período. Contudo, ao longo do processo o desgaste inevitavelmente acontece e assim, reais planas são geradas nos abrasivos, em função do desgaste termofísico difusivo e da abrasão mecânica, o que provoca um aumento nas forças

de corte e alteração no comportamento tribológico, que normalmente afeta negativamente qualidade da peça (MUKHOPADHYAY et al., 2019; PUERTO et al., 2013).

Mas, com o aumento nessas forças, é possível a ocorrência de fratura ou arrancamento dos abrasivos. Este é chamado de desgaste frágil, que costuma produzir nas peças retificadas erros de forma, aumento na rugosidade das superfícies e variações nas dimensões (KLOCKE, 2009).

Há também o chamado desgaste dúctil, decorrente da perda de agressividade do rebolo, em que o mesmo não é mais capaz de remover material da peça. Neste caso, um considerável aumento nas forças e na temperatura de corte, bem como queima superficial e erros dimensionais são verificados (PATIL et al., 2019; YIN et al., 2019).

Normalmente, os dois tipos de desgaste, frágil e dúctil, acontecem de forma simultânea no rebolo, mas são as condições de retificação, a especificação do rebolo e, principalmente, as condições de dressagem que definirão qual tipo de desgaste irá prevalecer (DE OLIVEIRA, 2001).

Um fenômeno muito recorrente na retificação e que também é considerado uma forma de desgaste, é o empastamento do rebolo, que ocorre quando há um entupimento nos poros do rebolo por causa do acúmulo de cavacos e de fluido de corte durante a usinagem. Como consequência desse entupimento, o atrito entre rebolo e peça aumenta consideravelmente, porque o rebolo apenas atrita com a superfície da peça sem proporcionar a efetiva remoção de material (DE OLIVEIRA, 2001). Há também o aumento das forças de corte e a peça tem sua textura alterada, além de estar mais suscetível a ocorrência de danos térmicos.

Nesse sentido, em virtude da ampla empregabilidade das ligas de titânio, mas, sobretudo, devido a sua difícil usinabilidade Teicher et al. (2008) realizaram um estudo acerca da retificabilidade da liga de titânio Ti-6Al-4V e testaram três rebolos: CBN monocristalino (BORAZON 570), monocamada de diamante sintético e monocamada de diamante natural, com velocidade de corte $V_s = 16$ m/s, uma velocidade da peça $V_w = 2$ m/min, penetração de trabalho $a_e = 10$ μ m e profundidade de corte $a_p = 6$ mm. Eles empregaram diferentes técnicas de lubrificação: nitrogênio líquido, mistura alcalina, óleo e a seco. De acordo com os autores, o rebolo de CBN proporcionou melhores resultados em relação aos rebolos de diamante, em termos de forças de corte, integridade dos abrasivos após retificação bem como cavacos com dimensões reduzidas. Além disso, o diamante natural foi mais eficiente que o rebolo de diamante sintético para os parâmetros de saída avaliados (TEICHER et al., 2008). Ainda segundo estes autores, o rebolo de cBN apresentou uma melhor eficiência em termos de retificabilidade da liga, pois ele permite remover material da peça sem que haja empastamento nos poros do rebolo com cavacos, visto que os abrasivos são dispostos na estrutura do rebolo de tal maneira a alojar o cavaco e em seguida expeli-lo para fora do rebolo.

Com isso, o entupimento nos poros e o desbalanceamento do rebolo pode ser evitado. No que tange a atmosfera de lubrificação, os autores observaram que o nitrogênio líquido não forneceu uma significativa redução das forças de corte, não sendo, pois, muito eficiente em termos de lubrificação. Ainda assim, segundo Teicher et al. (2008) afirmaram que mesmo variando o tipo de abrasivo dos rebolos, para uma mesma granulometria, a liga de titânio Ti-6Al-4V apresenta-se como um material de difícil retificabilidade.

2.4 Condicionamento de rebolos

No decorrer da retificação é recorrente o desgaste das partículas abrasivas do rebolo, que sofrem um achatamento ou abaulamento em suas arestas multicortantes, comprometendo assim a capacidade de corte da ferramenta abrasiva (KLOCKE, 2009). Por isso, é fundamental restabelecer regularmente o condicionamento do rebolo a fim de assegurar o adequado desempenho do processo de retificação (ROWE; ANDREW, 2014).

Dessa forma, a dressagem torna-se indispensável além de ser uma importante característica da retificação, posto ser definida como uma operação que visa restabelecer o condicionamento do rebolo desgastado através da exposição de uma nova camada de partículas abrasivas multicortantes e afiadas, assegurando, conseqüentemente, a capacidade de corte e a remoção de material por parte do rebolo dressado (FIOCCHI, 2014).

Assim sendo, a devida compreensão dos mecanismos que envolvem a dressagem e a correta seleção dos parâmetros para a realização desta operação influem de forma significativa no desempenho do rebolo abrasivo e, portanto, na qualidade superficial das amostras retificadas (WEGENER et al., 2011). A dressagem mecânica é desenvolvida através de ferramentas denominadas dressadores, que são comumente classificados em duas categorias: dressadores estáticos e dressadores rotativos (WEGENER et al., 2011).

Os dressadores estáticos, como o próprio nome sugere, são aqueles que não apresentam movimentação ao redor de seu eixo durante a realização da dressagem. Os tipos mais comuns são: dressador de ponta única de diamante, *fliesen* e conglomerados, Fig. 2. 28 (a), (b) e (c), respectivamente. Em contrapartida, os dressadores rotativos são aqueles que rotacionam ao redor do seu eixo a fim de dressar o rebolo, como se o mesmo estivesse sendo submetido à uma retificação. Os dressadores mais comuns dessa categoria são os do tipo: copo reto, disco rotativo e rolo de diamante, Fig. 2. 29 (a), (b) e (c). Os dressadores rotativos, muito embora possuam um elevado valor agregado, são comumente

empregados na indústria em virtude do alto desempenho apresentado por eles, superando os custos envolvidos com a sua aquisição (KLOCKE, 2009).

De uma forma geral, o condicionamento de rebolos abrange a dressagem e a consequente limpeza dos mesmos (KLOCKE, 2009). A dressagem, por sua vez, envolve o perfilamento e o avivamento. O perfilamento, também denominado de *truing* ou *profiling*, é uma operação destinada à obtenção de uma concentricidade entre a face e o eixo de rotação do rebolo, para a geração de um determinado perfil. Já o avivamento (afiação ou *sharpening*), é uma operação mais específica, atribuída à remoção de aglomerante dos entornos das partículas abrasivas, permitindo assim uma maior exposição das mesmas (KLOCKE, 2009).

Nesse sentido, a dressagem (*dressing*) é uma operação abrangente que envolve o perfilamento e/ou o avivamento, com vias a restabelecer o condicionamento do rebolo, reafiando-o e, conseqüentemente, proporcionando um melhor desempenho ao processo de retificação. A limpeza (*cleaning*), é resultado da dressagem, na qual os resíduos que porventura estejam nos poros do rebolo são removidos (KÖNIG, 1980 apud FIOCCHI, 2014).

a) Ponta única de diamante



b) *Fliesen*

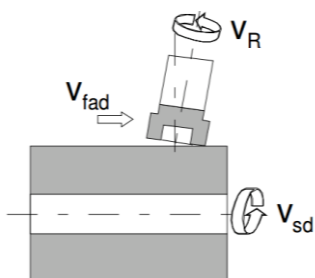


c) Conglomerado

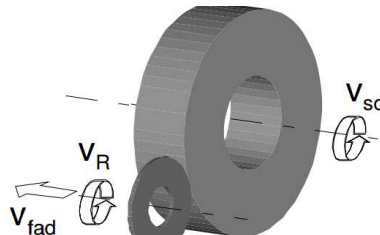


Figura 2. 27 - Tipos de dressadores estáticos: a) ponta única de diamante, b) fliesen e c) conglomerado (Fonte: https://www.cometd.de/fileadmin/dokumente/Katalog_Abrichttechnik.pdf - Acesso em 25 de maio de 2020).

a) Copo reto



b) Disco rotativo



c) Rolo de diamante

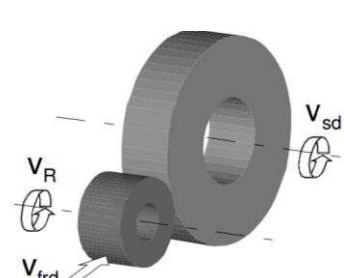


Figura 2. 28 - Tipos de dressadores rotativos: a) copo reto, b) disco rotativo e c) rolo de diamante (KLOCKE, 2009).

Em decorrência da dressagem são gerados conjuntamente no rebolo abrasivo macroefeitos e microefeitos, independentemente do tipo e da geometria da ponta do dressador (KÖNIG, 1980 apud FIOCCHI, 2014). Os macroefeitos abrangem a forma do perfil gerado na superfície lateral do rebolo devido à ação da ponta do dressador e das condições de dressagem, Fig. 2. 30. Da interação cinemática entre a geometria da ponta do dressador e a superfície do rebolo, as partículas abrasivas são fraturadas e/ou arrancadas proporcionando uma geometria sob a forma de rosca (espiral) na topografia do rebolo (WEGENER et al., 2011).

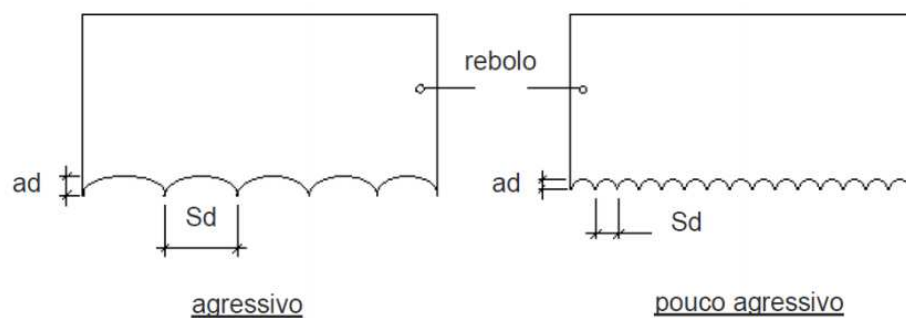


Figura 2. 29 - Representação esquemática dos macroefeitos gerados pela dressagem com dressador de ponta única de diamante (SAKAMOTO, 2016).

Os microefeitos, por sua vez, compreendem a geometria das arestas de corte dos abrasivos que são fraturados a partir da ação da ponta do dressador, Fig. 2. 31. Assim, a agressividade das partículas resultante da dressagem está diretamente relacionada à friabilidade dos abrasivos bem como às condições de dressagem e a geometria da ponta do dressador (ROWE, 2013; KLOCKE, 2009).

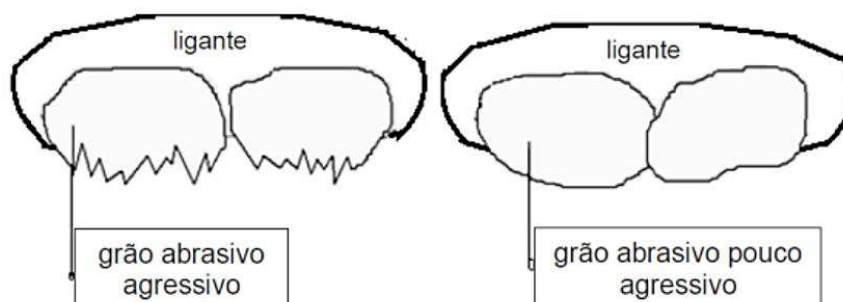


Figura 2. 30 - Representação esquemática dos microefeitos gerados pela operação de dressagem com dressador de ponta única de diamante (SAKAMOTO, 2016).

De acordo com De Oliveira (2001), o estudo acerca da geometria de dressadores do tipo estático (ponta única de diamante, fliesen e conglomerado de diamante) permitem uma compreensão melhor acerca dos macroefeitos gerados pela operação de dressagem.

De Oliveira (2001) afirma que os macroefeitos gerados na superfície de corte do rebolo mediante a operação de dressagem podem ser mensurados de acordo com o parâmetro ondulação teórica da superfície do rebolo, ou simplesmente, ondulação teórica (W_t) definida de acordo com a Eq. 2. 8.

$$W_t = \frac{S_d^2}{8.r_p} \quad (2. 8)$$

Por meio da Eq. 2. 8, verifica-se que a ondulação teórica W_t é diretamente proporcional ao quadrado do passo de dressagem (S_d) e inversamente proporcional ao raio de ponta do dressador (r_p). Todavia, a Eq. 2. 8 refere-se à ondulação teórica deixada no rebolo após a operação de dressagem; este é um parâmetro que permite avaliar indiretamente a textura e capacidade de corte do rebolo pois este perfil será reproduzido na peça após a retificação com o rebolo dressado (DE OLIVEIRA, 2011).

De acordo com KÖNIG (1980) apud FIOCCHI (2014), os macroefeitos e os microefeitos gerados pela dressagem são devidos às condições em que esta operação é desenvolvida, sendo que, o principal parâmetro de dressagem e o que mais influi no condicionamento do rebolo e, por conseguinte, no desempenho da retificação, é o grau de recobrimento do rebolo (U_d), Eq. 2. 9.

$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (2. 9)$$

Onde b_d é a largura de dressagem, para uma dada profundidade de dressagem a_d , e S_d é definido como o passo de dressagem. O parâmetro b_d pode ser definido de acordo com a Eq. 2. 10.

$$b_d = \sqrt{8.r_p.a_d} \quad (2.10)$$

Em que a_d é a profundidade de dressagem. O grau de recobrimento (U_d) por ser uma relação entre a largura de dressagem (b_d) e o passo de dressagem (S_d) indica a agressividade do rebolo por determinar quantas vezes um ponto da superfície do rebolo é recoberto pela largura útil do dressador (b_d / S_d). Dessa forma, quanto menor o seu valor (quanto mais próximos forem os valores de largura de dressagem b_d e passo de dressagem S_d), maior será

a agressividade do rebolo; em outras palavras, maiores serão os macroefeitos gerados na superfície do rebolo caracterizados por marcas mais evidentes do perfil de rosca geradas na topografia do rebolo através da ação do dressador. Em contrapartida, quanto maior o valor referente ao grau de recobrimento (U_d) menor será a sua agressividade, uma vez que os macroefeitos produzidos pela largura útil do dressador na superfície do rebolo serão mais suaves (DE OLIVEIRA, 1992; KÖNIG, 1980 apud FIOCCHI, 2014).

Assim sendo, quanto mais agressivo o rebolo dressado, maior será a sua capacidade de remoção de material (operação de desbaste); contudo, a qualidade superficial das amostras retificadas tende a ficar comprometida. Da mesma forma, quanto menos agressivo o rebolo dressador, menor será sua capacidade de remoção de material (operação de acabamento) e conseqüentemente, melhor será a qualidade superficial das amostras (ROWE; ANDREW, 2014). De Oliveira (2001) afirma que mediante o uso de dressadores do tipo estáticos é possível estimar matematicamente o comportamento macro geométrico gerado no rebolo após a dressagem. Na Figura 2. 32 é representada esquematicamente a ação da ponta do dressador de ponta única sobre a superfície do rebolo, bem como o perfil na forma de rosca gerado na topografia do mesmo e os principais parâmetros de dressagem, à saber (JACKSON; DAVIM, 2011):

a_d = profundidade de dressagem [μm]

b_d = largura de dressagem [mm]

S_d = passo de dressagem [mm/volta]

W_t = ondulação teórica [μm]

V_{fd} = Velocidade de dressagem [mm/s]

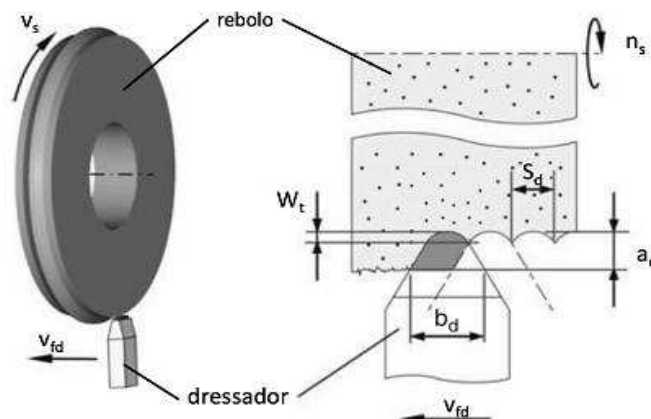


Figura 2. 31 - Principais parâmetros da operação de dressagem (Adaptado de JACKSON; DAVIM, 2011).

Ainda segundo De Oliveira (2001) o estudo acerca da influência que a dressagem exerce sobre a retificação não é uma tarefa fácil, posto que além dos parâmetros de dressagem, a geometria do dressador é um fator de extrema importância, mas que normalmente não é levado em consideração ou recebe menor importância que os parâmetros de corte. Usualmente, avalia-se os efeitos que parâmetros de dressagem exercem sobre o processo, tais como a profundidade de dressagem (a_d) e o passo de dressagem (S_d). Em especial, no caso da retificação de ligas de titânio (materiais de difícil usinabilidade) a análise dos parâmetros de dressagem assim como da geometria do dressador podem ser fatores determinantes na qualidade superficial das peças retificadas e no desempenho da retificação. Algumas pesquisas foram desenvolvidas no sentido de avaliar os efeitos da dressagem sobre o processo de retificação.

OLIVEIRA; BOTTENE; FRANÇA, (2010) desenvolveram uma nova técnica de dressagem que permite texturização de rebolos, por meio de um excitador eletromecânico conectado ao dressador que recebe um sinal a partir de um software conectado ao rebolo abrasivo, sendo que todo o processo de dressagem foi monitorado através de um mapa emissão acústica. Neste caso, foram desenvolvidos ensaios de retificação em amostras de aço ABNT 4340 com rebolo de óxido de alumínio (38A80KVHB). Dessa forma, os resultados permitiram uma melhor compreensão acerca da dressagem e da retificação com rebolos texturizados por essa técnica de impressão que, por sua vez, permitiu inscrever sobre as peças diferentes padrões de texturas e melhorar o desempenho do processo de retificação (OLIVEIRA; BOTTENE; FRANÇA, 2010).

Em um estudo desenvolvido por Palmer et al. (2018), os autores buscaram estudar os efeitos gerados pelos parâmetros de dressagem sobre a topografia e a morfologia de rebolos abrasivos de alumina aplicados em retificação cilíndrica de mergulho. De acordo com os resultados alcançados, a taxa de alimentação (taxa com a qual o dressador percorre transversalmente a largura do rebolo) exerce a maior influência sobre a topografia do rebolo do que a razão de velocidade (velocidade de dressagem pela velocidade do rebolo), Fig. 2. 33. Além disso, a morfologia dos rebolos após a dressagem está relacionada com a orientação dos abrasivos (PALMER et al., 2018b).

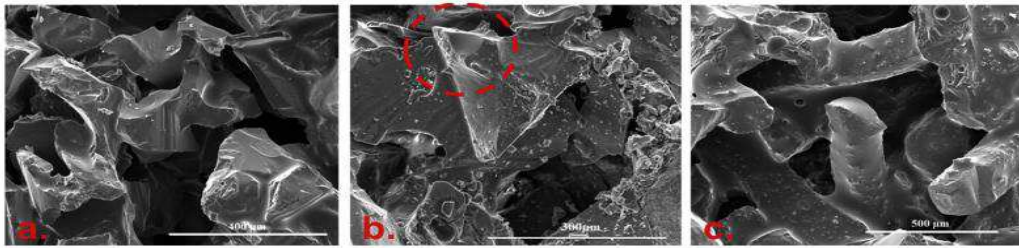


Figura 2. 32 - Fratura por cisalhamento dos abrasivos (a), microfratura em partículas triangulares (b) e variação no grau de alongamento das partículas submetidas à fratura, após a operação de dressagem com dressador rotativo (PALMER, et al., 2018b).

FIOCCHI; FORTULAN; DE ANGELO SANCHEZ, (2015) realizam uma pesquisa acerca do acabamento manométrico em superfícies planas do aço inoxidável martensítico AISI 420, após o processo de lapidorretificação. Os rebolos abrasivos empregados neste processo são de SiC com granulometria mesh # 300, # 600 e # 800, que foram submetidos à operação de dressagem, mediante o uso de diferentes graus de recobrimento U_d (1, 3 e 5). Os autores constataram que quanto maior o grau de recobrimento, assim como o tamanho das partículas abrasivas, menores foram os macroefeitos gerados na topografia dos rebolos Fig. 2. 34 (FIOCCHI; FORTULAN; DE ANGELO SANCHEZ, 2015). Além disso, os menores valores referentes ao desvio de planicidade, $1,15 \mu\text{m}$ e $1,19 \mu\text{m}$ foram alcançados quando empregou o rebole de granulometria mesh # 300, quando dressado com os graus de recobrimento U_d iguais a 3 e 1, respectivamente.

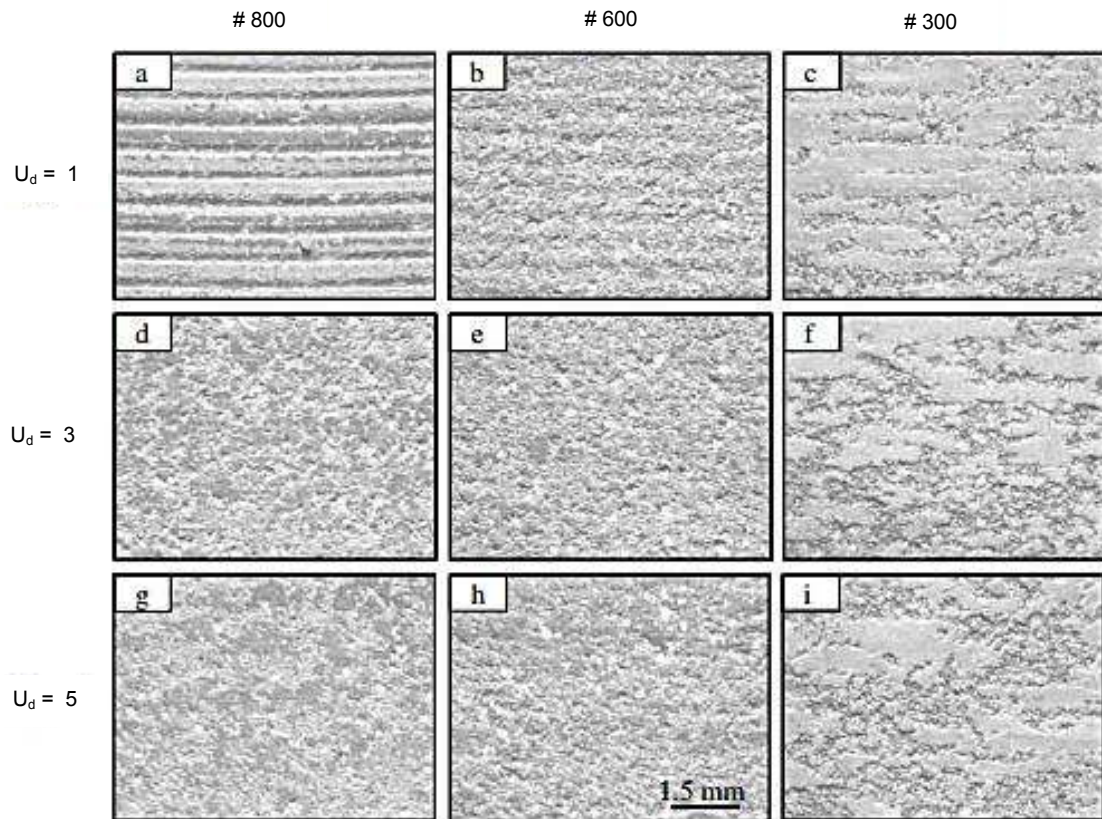


Figura 2. 33 - Superfícies dos rebolos de SiC após 10 minutos submetidos ao processo de lapidorrificação, após serem submetidos à operação de dressagem com diferentes graus de recobrimento U_d (FIOCCHI; FORTULAN; DE ANGELO SANCHEZ, 2015)

Um recente estudo desenvolvido por Prinz et al. (2018) teve por finalidade avaliar a influência de diferentes graus de recobrimento do rebolo na dressagem dressadores sobre o desgaste de rebolo por meio da aplicação de um modelo desenvolvido pelos próprios autores. Eles empregaram um rebolo de coríndon (grãos de óxido de alumínio branco (grana mesh # 80) com ligante vitrificado. O dressador foi do tipo rotativo com tamanho de grão D427 (PRINZ et al., 2018), e três diferentes graus de recobrimento do rebolo U_d (2, 4 e 6) foram testados. Eles correlacionaram o desgaste radial do rebolo (Δr_s) em função do volume específico de material removido (V'_w), conforme apresentado graficamente na Fig. 2. 35 (PRINZ et al., 2018).

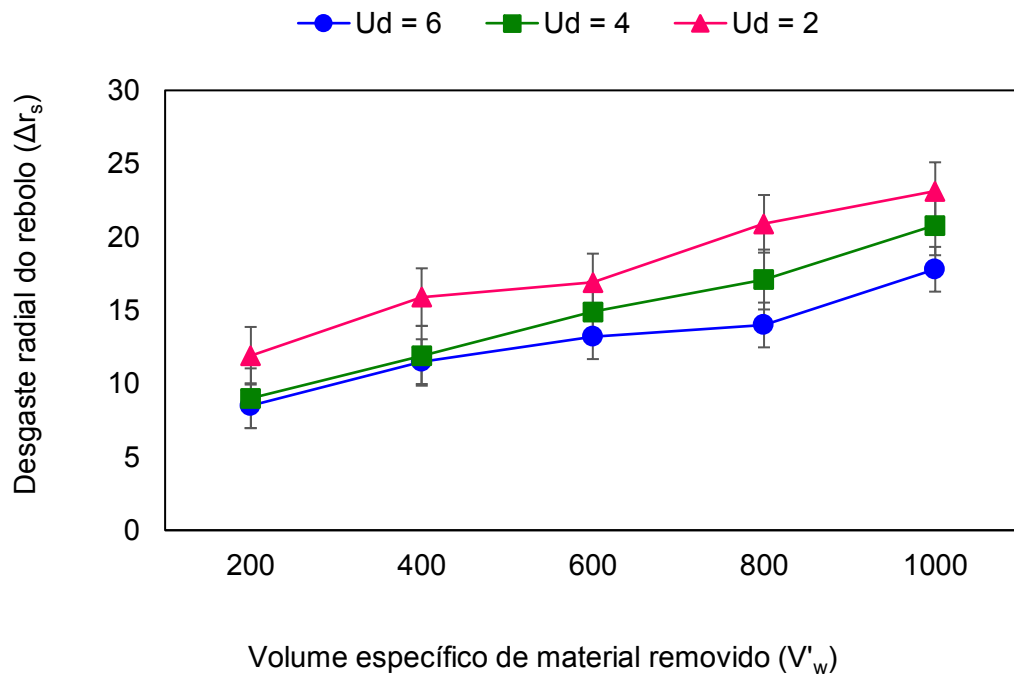


Figura 2. 34 - Desgaste radial do rebolo em função do volume de material removido da liga 90MnCrV8 retificada (Adaptado de PRINZ et al., 2018).

De acordo com os resultados alcançados, os autores verificaram que independentemente do grau de recobrimento empregado na dressagem do rebolo, o desgaste do mesmo aumenta em função do volume de material que é removido da peça; este comportamento já era esperado tendo em vista que para uma maior remoção de material é necessário que as partículas abrasivas do rebolo adentrem mais sobre a superfície a ser usinada, conseqüentemente a área de contato entre rebolo e peça bem como o calor gerado na zona de corte tendem a ser maiores, favorecendo assim o desgaste do rebolo (PRINZ et al., 2018). Todavia, quando o rebolo é dressado com um grau de recobrimento igual $U_d = 2$, o volume de rebolo desgastado é maior em relação ao volume de rebolo desgastado proporcionado por uma condição de dressagem $U_d = 6$. De acordo com os autores, baixos valores de grau de recobrimento são indicados para operações de desbaste, onde espera-se uma maior remoção de material e, por conseqüência, o rebolo abrasivo tende a sofrer um maior desgaste em virtude da fratura e desprendimento das partículas desgastadas.

Em contrapartida, baixos valores de grau de recobrimento, levam a um rebolo menos agressivo que irá proporcionar uma baixa remoção de material da peça e assim o seu desgaste será menor Prinz et al., (2018), e assim é uma condição recomendada para gerar melhor acabamento e menores desvios dimensionais. Nesse sentido contexto, o presente trabalho tem por finalidade averiguar os efeitos gerados pela operação de dressagem sobre

a retificação de liga de titânio Ti-6Al-4V em diferentes condições operacionais. Para tanto, pretende-se utilizar ao longo da dressagem dois tipos de dressadores (ponta única de diamante e *fliesen*) bem como diferentes graus de recobrimento U_d (3, 5, 8 e 12). Os ensaios foram feitos com fluido de corte aplicado via a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), com penetração de trabalho (a_e) fixa, a ser definida após ensaios preliminares, duas velocidades da peça V_w de 3 m/min e 7 m/min, e dois rebolos de carbeto de silício (SiC #46 e SiC #80) (PRINZ et al., 2018).

Em termos específicos de retificação de ligas de titânio, existem ainda na literatura poucos trabalhos que tiveram por finalidade analisar os efeitos gerados pela operação de dressagem sobre a integridade superficial e sub subsuperficial de amostras retificadas de ligas de titânio. Em um trabalho desenvolvido por Mukhopadhyay et al. (2019) os autores buscaram otimizar o processo de dressagem em rebolos de carbeto de silício (SiC) empregados na retificação da liga Ti-6Al-4V. Para tanto, empregou-se como ferramenta de dressagem um dressador de ponta única de diamante (0,75 quilates) e diferentes valores de profundidade de dressagem (a_d): 5 μm , 10 μm , 15 μm , 20 μm e 25 μm . Além disso, como parâmetros de entrada, foram utilizados diferentes valores de penetração de trabalho a_e (5 μm , 10 μm e 15 μm), sendo que cada penetração de trabalho foi incrementada ao longo de 20 passes consecutivos, Fig. 2. 36, (MUKHOPADHYAY et al., 2019). Todos os rebolos empregados possuem a mesma especificação, CGC60K5V8 e, tanto ao longo da dressagem como ao longo dos ensaios de retificação, foi empregada a condição a seco de lubrificação. Dentre as variáveis de saída analisadas, verificou-se que os valores de rugosidade média R_a em geral aumentaram em função da penetração de trabalho a_e e da profundidade de dressagem a_d (MUKHOPADHYAY et al., 2019).

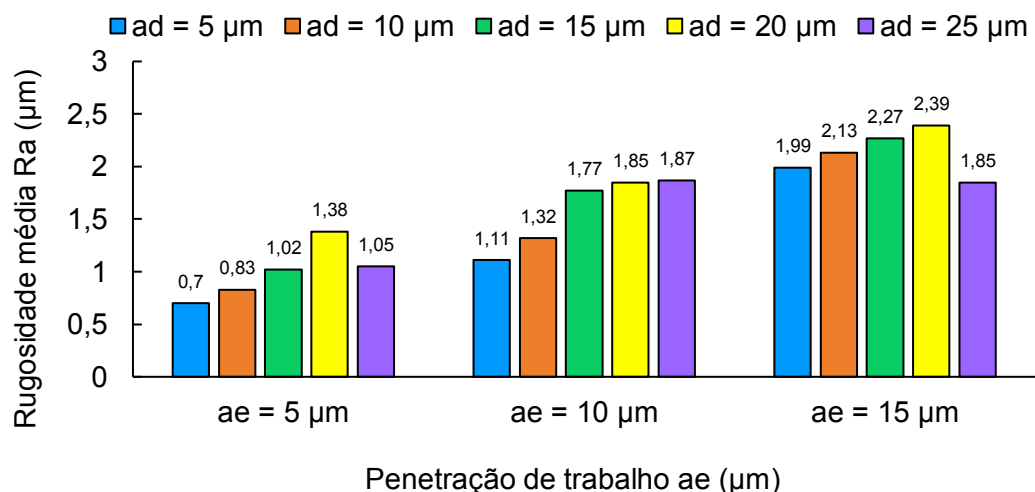


Figura 2. 35 - Valores de rugosidade média R_a em função da penetração de trabalho a_e , para cada condição de profundidade de dressagem a_d (Adaptado de MUKHOPADHYAY et al., 2019).

Segundo os autores, esse comportamento observado deve-se ao aumento do cisalhamento das partículas abrasivas do rebolo com a superfície da peça e em virtude de, com o aumento na profundidade de dressagem, as arestas abrasivas do rebolo tornam-se mais agressivas, em virtude do aumento nos macroefeitos e microefeitos. Assim sendo, com o aumento nos valores de a_e e a_d , há uma maior área de contato e comprimento de contato entre rebolo e peça assegurando, assim, uma maior remoção de material e que, conseqüentemente, gera nas amostras retificadas de titânio, maiores valores de rugosidade média, de acordo com o apresentado na Fig. 2. 37.

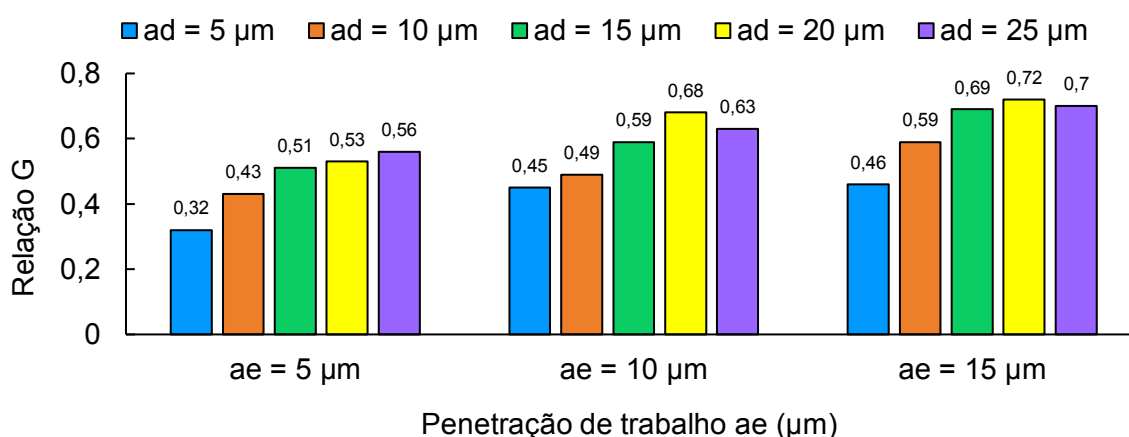


Figura 2. 36 - Relação G em função da penetração de trabalho a_e , para diferentes condições de profundidade empregadas (Adaptado de MUKHOPADHYAY et al.,2019).

Um outro estudo desenvolvido por Mukhopadhyay e Kundu (2018b) foram realizados ensaios de retificação com rebolo de óxido de alumínio em amostras de Ti-6Al-4V. A finalidade do estudo consistiu em verificar qual a melhor condição para a dressagem de um rebolo de óxido de alumínio (AA60K5V8) a fim de melhorar a retificabilidade da liga de titânio.

Todos os ensaios experimentais de retificação foram desenvolvidos na condição a seco, sendo que antes de cada teste, o rebolo foi submetido a operação de dressagem mediante a ação de um dressador ponta única de diamante. Nesse estudo, foram empregados diferentes valores de profundidade de dressagem a fim de averiguar qual a melhor condição para dressar o rebolo; portanto, foram utilizados os seguintes valores: 5 μm , 10 μm , 15 μm , 20 μm e 25 μm (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).

Dentre os parâmetros de saída avaliados destaca-se a análise da superfície do rebolo após a operação de dressagem em diferentes condições de profundidade de dressagem, Fig. 2. 38. Segundo os autores, conforme houve um incremento na profundidade de

dressagem uma mudança na topografia do rebolo foi constatada, sendo que em nas condições em que a profundidade de dressagem foi equivalente a 20 μm e 25 μm , pois sob essas condições o número de arestas afiadas geradas é maior, levando a uma melhor eficiência no processo de remoção de material da peça (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).

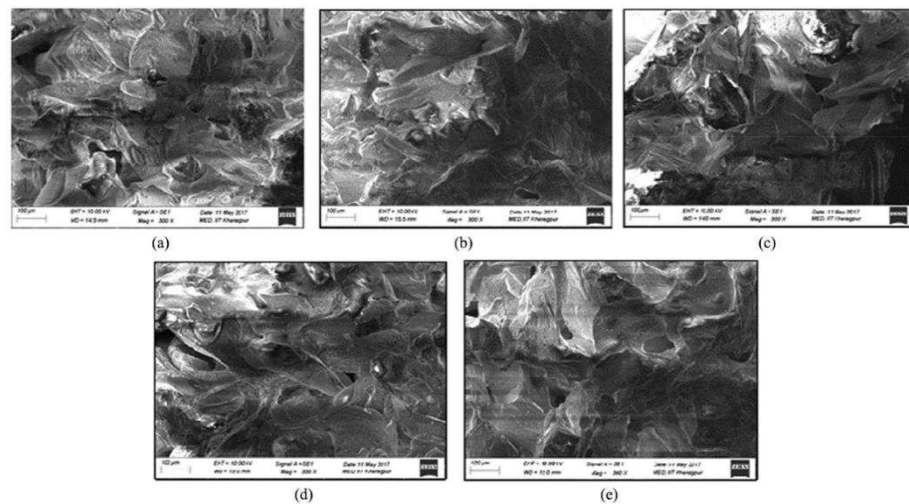


Figura 2. 37 – Imagens de MEV dos abrasivos de SiC do rebolo submetidos a dressagem com profundidades de dressagem equivalentes a 5 μm (a), 10 μm (b), 15 μm (c), 20 μm (d) e 25 μm (e) (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).

Em condições mais amenas, nas quais a profundidade de dressagem foi igual a 10 μm , as arestas de corte dos abrasivos de SiC mostraram-se mais achatadas, o que ao longo da retificação da liga Ti-6Al-4V proporcionou uma maior área de contato com a peça, induzindo a maiores deformações plásticas e temperaturas mais elevadas, o que compromete a qualidade superficial das amostras retificadas (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2018b).

Um estudo desenvolvido por (KADIVAR et al., 2018) teve por finalidade avaliar os efeitos da micro retificação sobre a integridade de amostras da liga Ti-6Al-4V. Como ferramenta de corte foi empregada uma ponta montada de diamante com ligante vitrificado (D46C150V), a uma velocidade de corte de 12 m/s, o qual foi submetido a diferentes condições de dressagem por meio da ação de um dressador rotativo de diâmetro 100 mm. A velocidade da peça analisada foi equivalente a 1 m/min e a penetração de trabalho em 10 μm . Foram empregados ao longo da dressagem, diferentes valores de graus de recobrimento do rebolo (U_d) equivalentes a 46, 92, 275, 306 e 917.

Dentre os parâmetros de saída analisados destacam-se a rugosidade de superfície, em termos dos parâmetros Ra e Rz, Fig. 2. 39.

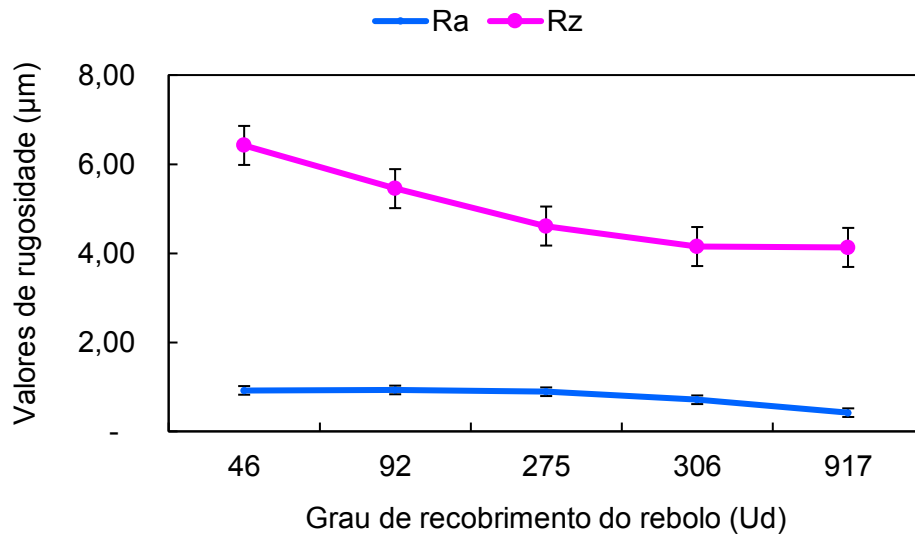


Figura 2. 38 – Valores de rugosidade Ra e Rz em função do grau de recobrimento do rebolo (Ud) (Adaptado de KADIVAR et al., 2018).

A partir dos resultados alcançados, os autores constataram que os valores de rugosidade Ra decaíram com o aumento no grau de recobrimento do rebolo, indicando portanto que com o aumento no grau de recobrimento do rebolo adquire uma menor agressividade, ou seja, a sua capacidade em remover material da peça é reduzida. Com isso, o acabamento superficial nas amostras de Ti-6Al-4V tende a ser melhor, conforme indicam os resultados de rugosidade Ra e Rz, Fig. 2. 39.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

No decorrer desta seção será explicada a metodologia desenvolvida para a realização dos ensaios experimentais de retificação nas amostras de liga de titânio, com rebolo de carbeto de silício condicionado sob diferentes condições de dressagem. Além disso, será elucidada a forma de análise dos resultados alcançados em termos de rugosidade das superfícies (R_a , R_t e R_z), imagens das superfícies obtidas através do MEV, microdureza, microestrutura da peça usinada, potência de retificação, macroefeitos e microefeitos e relação G.

Com base nos ensaios preliminares de retificação foram selecionados os seguintes parâmetros de corte:

- Penetrações de trabalho (a_e): 10 μm , 20 μm e 30 μm
- Velocidade da peça (V_w): 7,5 m/min.
- A velocidade de corte (V_s) de 38,3 m/s
- Grau de recobrimento do rebolo (U_d): 3 e 12
- Profundidade de dressagem (a_d): 20 μm e 40 μm
- Tipo de dressador: fliesen e ponta única de diamante

3.1. Máquina – Ferramenta

Os ensaios experimentais foram desenvolvidos em uma retificadora plana tangencial semiautomática, modelo P36 do fabricante MELLO S.A, cuja resolução no nônio do eixo que contém o rebolo é igual a 0,005 mm (5 μm) – direção radial, a rotação no eixo principal é 2 400 rpm, a potência útil igual a 2,24 kW, sendo que esta máquina pertence ao Laboratório de Usinagem Convencional (LUC – UFU), Fig. 3.1.

Antes da realização de cada ensaio experimental, o rebolo abrasivo foi submetido a um processo de condicionamento por meio da operação de dressagem realizada sob

diferentes condições operacionais. Como o objetivo deste trabalho concentra-se em apresentar os efeitos que as diferentes condições de dressagem do rebolo exercem sobre a qualidade superficial de liga de titânio, foram selecionados dois tipos de dressadores (ponta única de diamante e fliesen), duas profundidades de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) e dois graus de recobrimento do rebolo ($U_d = 3$ e $U_d = 12$).



Figura 3. 1 – Máquina retificadora plana tangencial semiautomática, P36, empregada nos ensaios experimentais (disponível em Laboratório de Usinagem Convencional – UFU).

Ademais, foram selecionados, com base na literatura e ensaios preliminares, três diferentes valores de penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) a fim de comprovar se a variação nas condições de dressagem do rebolo exercem maior ou menor influência do que a variação na penetração de trabalho sobre a qualidade superficial das amostras de titânio, tendo em vista que a maior parte dos trabalhos na literatura buscam analisar apenas os efeitos que condições de corte exercem sobre a integridade superficial das ligas de titânio.

Ainda são poucos os estudos acerca dos efeitos que a operação de dressagem pode exercer sobre as ligas de titânio. Dessa forma, para a realização dos ensaios, cada uma das amostras de liga de titânio foi fixada em uma morsa de precisão e essa foi posicionada sobre

a mesa magnética da retificadora de tal forma que, ao longo de cada ensaio, o rebolo usinasse a superfície principal da peça em sua totalidade, em um único passe, a um dado valor de penetração de trabalho a_e .

Na Figura 3. 2 encontra-se esquematizado um fluxograma que resume as variáveis e parâmetros empregados nos ensaios. Neste fluxograma é possível verificar quais parâmetros foram mantidos constantes e quais foram variados ao longo dos ensaios de retificação nas amostras de titânio. Também é possível observar que a análise dos resultados alcançados se deu em função da rugosidade das superfícies (R_a , R_t e R_z), imagens das superfícies obtidas através do MEV, microdureza, metalografia, potência de retificação, macroefeitos e microefeitos, e relação G.

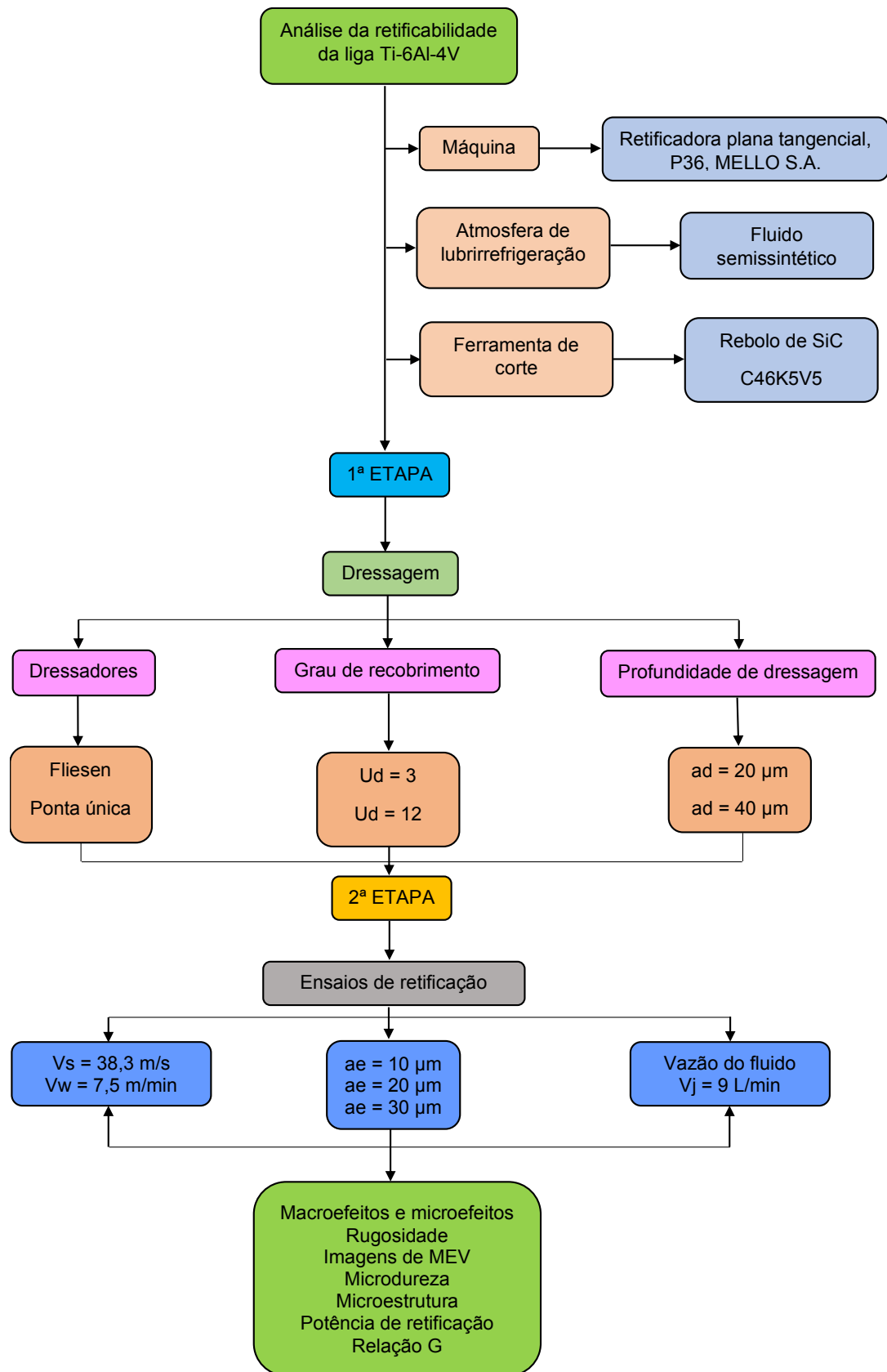


Figura 3. 2 - Fluxograma das atividades desenvolvidas ao longo da análise da retificabilidade da liga de titânio, em termos de dressagem e da penetração de trabalho.

3.2. Rebolo abrasivo

A ferramenta de corte empregada nos ensaios de retificação foi o rebolo abrasivo de carbeto de silício (SiC), Fig. 3. 3 (a) com especificação C46K5V5 e dimensões iguais a 304,8 mm (diâmetro externo) X 25,4 mm (largura) X 76,2 mm (diâmetro interno), que foram doados pela empresa Alcar Abrasivos LTDA.

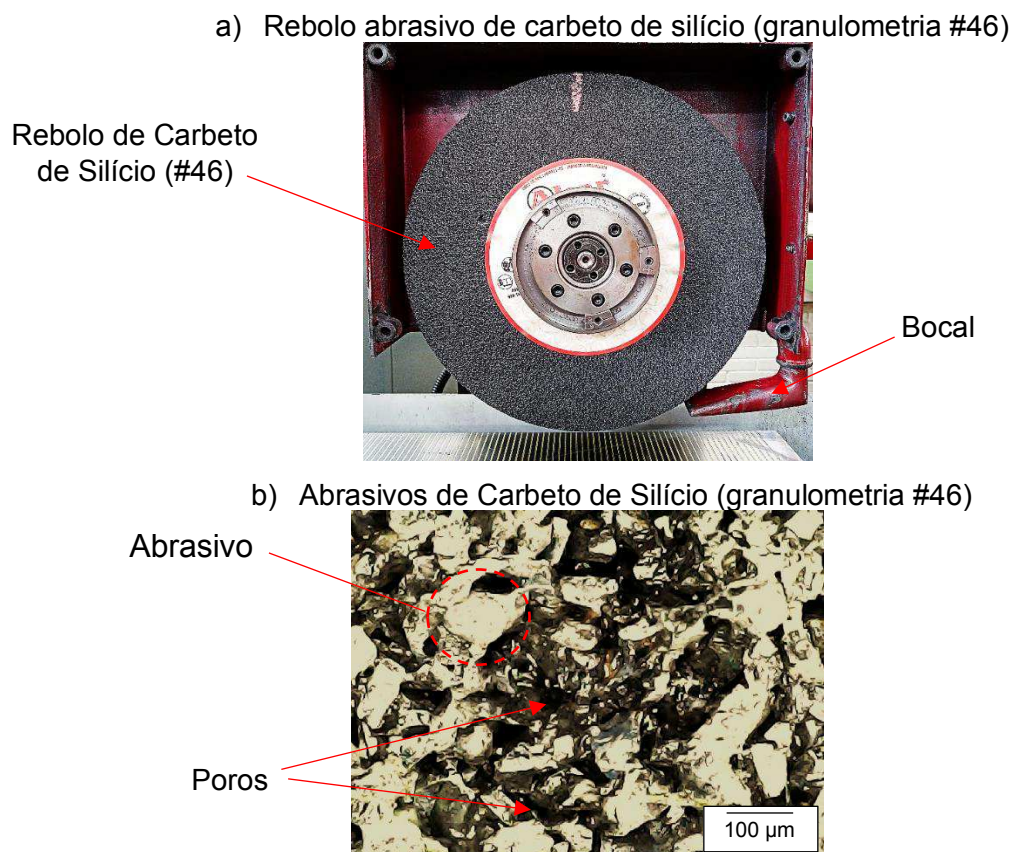


Figura 3. 3 - Rebolo abrasivo de carbeto de silício (a) ampliação em 1 600 vezes da estrutura do rebolo (b).

A velocidade de corte do rebolo é de 38,3 m/s, a qual permaneceu constante ao longo de todos os ensaios de retificação. Ainda na Fig. 3. 3 (b) é possível observar uma imagem ampliada, em 1 600 vezes, deste rebolo em que é possível observar os abrasivos interligados entre si e os poros.

Antes de ser fixado na máquina retificadora para a realização dos ensaios, o rebolo foi balanceado adequadamente a fim de que as vibrações do sistema não interferissem de forma significativa no desempenho da ferramenta e, conseqüentemente, na qualidade superficial das amostras de Ti-6Al-4V. É importante ressaltar que antes de cada ensaio de retificação, o

rebolo abrasivo em questão foi submetido à operação de dressagem, de acordo com o planejamento experimental, em que foram variados o tipo de dressador (ponta única e fliesen), profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) e grau de recobrimento do rebolo ($U_d = 3$ e $U_d = 12$), escopo desse trabalho.

3.3. Material das amostras

O material das amostras retificadas ao longo dos ensaios foi a liga de titânio Ti-6Al-4V, sendo que cada uma das amostras possui geometria retangular e dimensões iguais a 37 mm de comprimento X 15 mm de largura X 23 mm de altura. Durante os ensaios, cada amostra foi fixada em uma morsa de precisão e essa foi posicionada sobre a mesa magnética da retificadora plana, com a finalidade de assegurar o adequado posicionamento da superfície a ser retificada na peça em relação à superfície de corte do rebolo (largura do rebolo), Fig. 3. 4.

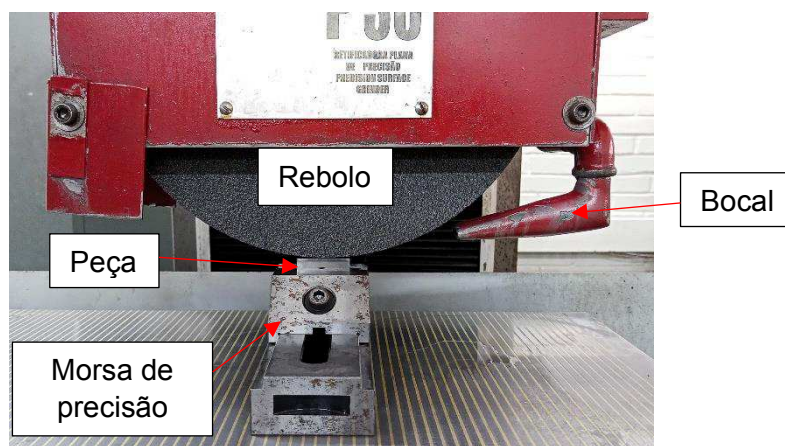


Figura 3. 4 – Detalhes da montagem e posicionamento da amostra de liga de titânio na morsa de precisão, em relação ao rebolo abrasivo de carbeto de silício.

Essa é uma liga que possui fases α e β as quais podem ser visualizadas na Fig. 3. 4 que representa a microestrutura deste material. Para a obtenção da imagem, a superfície da amostra de titânio foi devidamente lixada com lixas de granulometria mesh # 120, 220, 400, 600, 800, 1 200, polida com pasta de alumina de $3 \mu\text{m}$ de diâmetro médio e submetida ao ataque químico com o reagente Krooll (2 ml de ácido fluorídrico, 6 ml de ácido nítrico e 92 ml de água destilada), sendo que a obtenção da imagem foi realizada mediante o uso de um microscópio ótico Olympus, disponibilizado pelo Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM –

UFU). A partir da Figura 3. 5 foi possível observar as fases α (mais clara) e a fase β (mais escura).

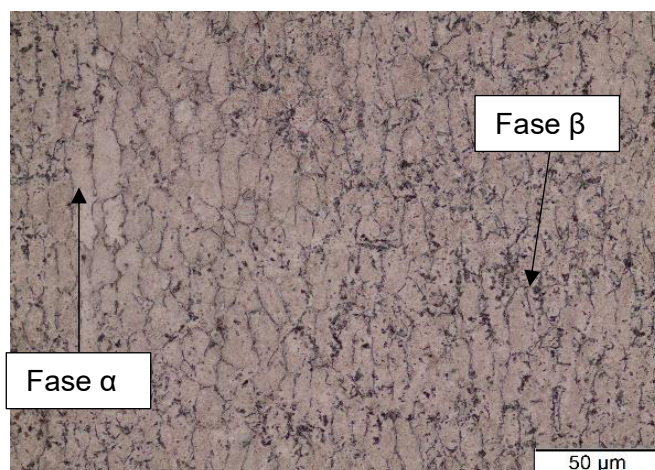


Figura 3. 5 – Microestrutura da liga Ti-6Al-4V empregada nos ensaios de retificação.

3.4. Fluido de corte

Os ensaios de retificação nas amostras foram realizados mediante a aplicação da técnica convencional de lubrificarrefrigeração, na qual o fluido é aplicado de forma abundante na zona de corte, por meio de um bocal tipo sapata (Figura 3. 4), sendo que a vazão do fluido foi mantida constante ao longo dos ensaios equivalente a 9 L/min.

O fluido de corte empregado foi um óleo de base vegetal semissintético (VASCO 7 000) diluído em água a uma proporção de 1:19 de tal forma que a sua concentração fosse igual a 3,2 BRIX, mensurada antes de cada ensaio por intermédio de um refratômetro N1, ATAGO. As propriedades deste fluido encontram-se designadas na Tab. 3. 1.

Tabela 3. 1 - Propriedades do óleo de base vegetal semissintético VASCO 7 000(Adaptado de BLASER SWISSLUBE, 2011 (a) e (b)).

Fluido Característica	Semissintético
Coloração	Marrom claro semitransparente
Óleo mineral	0%
Éster	25%
Água	-*
Densidade a 20 °C (g.cm ⁻³)	0,98
Viscosidade a 25 °C (μ(mPa.s))	1,38± 0,01
Ponto de inflamação (°C/°F)	134/273
pH	8,8 – 9,5

*Informações não disponibilizadas pelo fabricante.

3.5. Operação de dressagem

Previamente a cada ensaio de retificação, o rebolo de carbeto de silício foi submetido ao processo de dressagem mediante o uso de duas ferramentas: um dressador de ponta única de diamante e um dressador do tipo fliesen. Metade dos ensaios de retificação foram realizados com o rebolo dressado com um dressador de ponta única; e a outra metade foi realizada com dressador do tipo fliesen a fim de averiguar, comparativamente, o condicionamento gerado na topografia da ferramenta de corte. Assim, os parâmetros de dressagem foram selecionados de acordo com cada ensaio.

Nesse sentido, cada dressador foi fixado em um suporte e este posicionado sobre a mesa da retificadora avançou perpendicularmente à largura do rebolo por três passes consecutivos, sendo que em cada passe, foi conferido um incremento de profundidade de dressagem a_d igual a 20 μm ou 40 μm , de acordo com o planejamento experimental. Para cada uma das condições de dressagem do rebolo e em função dos dressadores fliesen e ponta única foram calculados os valores de ondulação teórica gerados na superfície de corte da ferramenta abrasivas, de acordo com a Eq. 2. 8. Esses valores representam matematicamente os macroefeitos, Tab.3. 2. Ao longo desse estudo, tanto os macroefeitos quanto os microefeitos foram analisados.

Tabela 3. 2 – Valores de ondulação teórica (W_t) obtidas para cada condição de dressagem.

	Ondulação teórica W_t (μm)			
	Dressador ponta única		Dressador fliesen	
	$U_d = 3$	$U_d = 12$	$U_d = 3$	$U_d = 12$
$a_d = 20 \mu\text{m}$	2,22	0,14	2,22	0,14
$a_d = 40 \mu\text{m}$	4,44	0,28	4,44	0,28

Com relação aos dressadores, cada um deles foi analisado no microscópio óptico Olympus (LEPU – UFU) a fim de averiguar possíveis indícios de desgaste. Nas Fig.3. 6 e 3. 7 encontram-se imagens obtidas das pontas de diamante dos dressadores fliesen e ponta única, respectivamente.



Figura 3. 6 – Imagens do dressador fliesen utilizado na dressagem do rebolo abrasivo de carbeto de silício.



Figura 3. 7 – Imagens dos dressador ponta única de diamante utilizado na dressagem do rebolo abrasivo de carbeto e silício.

Na Tabela 3.3 encontram-se representados os parâmetros de dressagem empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC (#46).

Tabela 3. 3 – Parâmetros de dressagem do rebolo de SiC antes dos ensaios de retificação plana tangencial.

Parâmetros de dressagem		
	Fliesen	
	$U_d = 3$	$U_d = 12$
Largura de atuação do dressador (b_d)	0,81 mm	0,81 mm
Passo de dressagem (S_d)	0,27 mm/volta	0,07 mm/volta
Profundidade de dressagem (a_d)	20 μm	20 μm
	40 μm	40 μm
Velocidade de dressagem (V_d)	10,84 mm/s	2,71 mm/s
Tempo de dressagem (t_d)	2,34 s	9,37 s
Raio de ponta (r_p)	4,13 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	4,13 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	2,07 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	2,07 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Ondulação teórica (W_t)	2,22 μm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	0,14 μm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	4,44 μm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	0,28 μm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
	Dressador ponta única	
	$U_d = 3$	$U_d = 12$
Largura de atuação do dressador (b_d)	0,39 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	0,39 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	0,45 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	0,45 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Passo de dressagem (S_d)	0,13 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	0,03 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	0,15 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	0,03 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Profundidade de dressagem (a_d)	20 μm	20 μm
	40 μm	40 μm
Velocidade de dressagem (V_d)	5,20 mm/s ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	1,30 mm/s ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	5,96 mm/s ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	1,49 mm/s ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Tempo de dressagem (t_d)	4,88 s ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	19,54 s ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	4,26 s ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	17,05 s ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Raio de ponta (r_p)	0,95 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	0,95 mm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	0,62 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	0,71 mm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)
Ondulação teórica (W_t)	2,22 μm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)	0,14 μm ($a_d = 20 \mu\text{m}$)
	4,44 μm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)	0,28 μm ($a_d = 40 \mu\text{m}$)

3.6. Planejamento experimental

Os ensaios experimentais de retificação foram desenvolvidos seguindo o planejamento experimental representado na Tab. 3. 4. Ao longo dos ensaios, as amostras de Ti-6Al-4V foram usinadas mediante o uso de um rebolo de SiC de granulometria #46, três penetrações de trabalho a_e (10 μm , 20 μm e 30 μm), uma velocidade de corte V_s igual a 38,3 m/s e uma velocidade da peça V_w equivalente a 7,5 m/min, ambas mantidas constantes ao longos dos ensaios.

É importante ressaltar que cada ensaio de retificação foi submetido a uma respectiva réplica, totalizando 48 ensaios de retificação plana tangencial em amostras de Ti-6Al-4V, com rebolo de SiC (#46).

Tabela 3. 4 – Planejamento experimental empregado ao longo dos ensaios de retificação nas amostras de Ti-6Al-4V.

Ensaio	Grau de recobrimento (U _d)	Penetração de trabalho (a _e) µm	Profundidade de dressagem (a _d) µm	Dressador
1	3	10	20	Ponta única
2				<i>Fliesen</i>
3			40	Ponta única
4				<i>Fliesen</i>
5		20	20	Ponta única
6				<i>Fliesen</i>
7			40	Ponta única
8				<i>Fliesen</i>
9		30	20	Ponta única
10				<i>Fliesen</i>
11			40	Ponta única
12				<i>Fliesen</i>
13	12	10	20	Ponta única
14				<i>Fliesen</i>
15			40	Ponta única
16				<i>Fliesen</i>
17		20	20	Ponta única
18				<i>Fliesen</i>
19			40	Ponta única
20				<i>Fliesen</i>
21		30	20	Ponta única
22				<i>Fliesen</i>
23			40	Ponta única
24				<i>Fliesen</i>

3.7. Avaliação dos parâmetros de saída

Durante a realização dos ensaios de retificação nas amostras de Ti-6Al-4V foram mensurados os sinais de potência elétrica, enquanto que após os ensaios, foram realizadas nas amostras as medições de rugosidade das superfícies, microdureza, desgaste da peça, desgaste do rebolo, além de serem obtidas imagens das superfícies retificadas e de ser realizada a metalografia na superfície perpendicular àquela de retificação para avaliar a microestrutura das peças e com o objetivo de verificar possíveis alterações microestruturais decorrentes do processo de retificação.

3.7.1. Rugosidade das superfícies

Após a realização dos ensaios de retificação, cada amostra de Ti-6Al-4V foi levada ao Laboratório de Metrologia (LEMETRO – UFU) para que a uma temperatura controlada de $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$ fossem realizadas medições de rugosidade nas superfícies retificadas. Dessa forma foi utilizado o rugosímetro portátil Surtronic modelo S-100 Series (nº 010720), do fabricante Taylor Robson, com raio ponta do apalpador igual a $2\text{ }\mu\text{m}$ e resolução $0,01\text{ }\mu\text{m}$. Neste rugosímetro foi selecionado um comprimento de onda do filtro (*cut-off*) de $0,8\text{ mm}$ e um comprimento de avaliação de $4,0\text{ mm}$ para a aquisição dos valores de rugosidade.

Este equipamento permite que com a aquisição dos dados de rugosidade, esses sejam analisados no software *MountainsMap*, para a obtenção dos perfis de rugosidade. Na Figura 3. 10 é ilustrado o mecanismo de medição de rugosidade na superfície retificada e uma ampliação das regiões das superfícies, sobre as quais o apalpador percorreu, perpendicularmente a direção dos sulcos, em cinco regiões igualmente espaçadas em 6 mm .

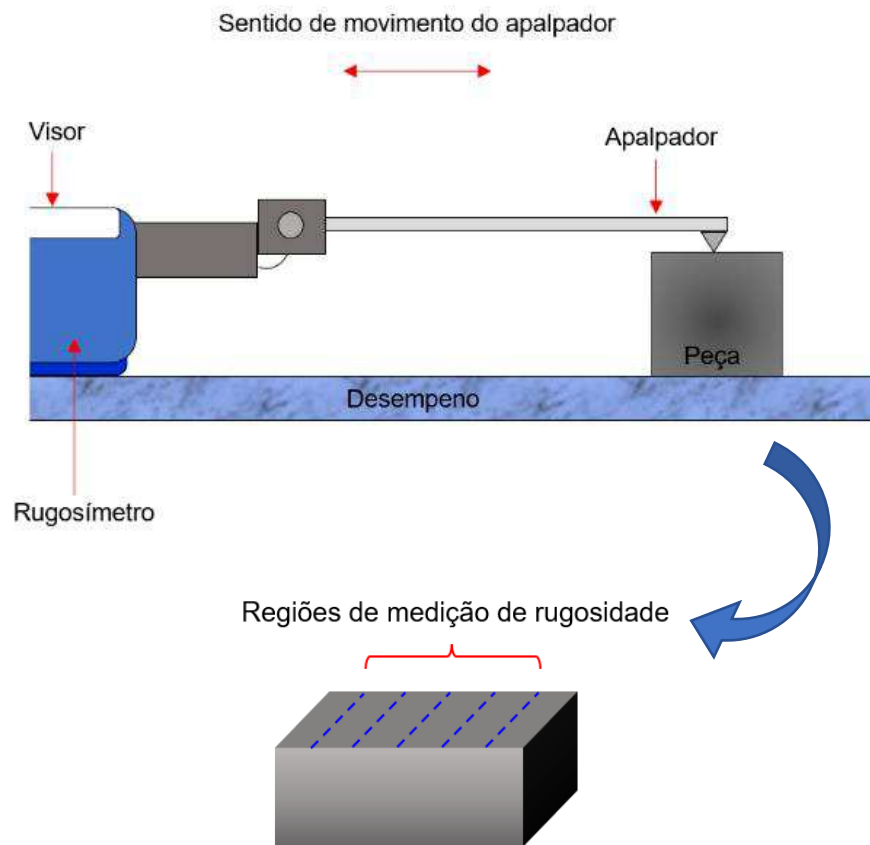


Figura 3. 8 – Esquema de medição de rugosidade nas superfícies de Ti-6Al-4V.

3.7.2. *Imagens das superfícies retificadas – textura via MEV*

Depois dos ensaios de retificação, cada uma das peças foi levada ao microscópio eletrônico de varredura (MEV) TM 3 000 a fim de que a textura e, assim, a integridade das superfícies retificadas fosse analisada. Para tanto, foi utilizada uma ampliação de 1 500 vezes, a qual assegurou uma melhor visualização acerca de trincas de tração, deslocamento lateral de material, deformações plásticas, pontos de queima, sulcos profundos e o princípio de formação de um cavaco, Fig. 3. 11.

Microscópio Eletrônico de Varredura



Monitor acoplado ao microscópio



Figura 3. 9 – Microscópio eletrônico de varredura TM 3000 localizado no LEPU – UFU.

3.7.3. Microestruturas das peças

Para verificar possíveis danos decorrentes da retificação em termos de microestrutura das peças, a superfície perpendicular à face retificada foi submetida aos processos de lixamento, polimento e ataque químico. Inicialmente, para o processo de lixamento foram utilizadas, nessa ordem, as lixas com granulometria mesh # 120, 220, 400, 600, 800 e 1 200.

Em seguida, foi feito o polimento com pasta de alumina de 3 μm e assim o ataque químico foi realizado, mediante o uso de um reagente do tipo Kroll (2 ml de ácido fluorídrico, 6 ml de ácido nítrico e 92 ml de água destilada).

Nesse sentido, foi possível revelar a microestrutura da liga Ti-6Al-4V, a partir da superfície retificada, evidenciando possíveis alterações microestruturais decorrentes do processo de retificação, por meio do uso do Microscópio ótico Olympus SZ61, localizado no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM – UFU), Fig. 3. 12.

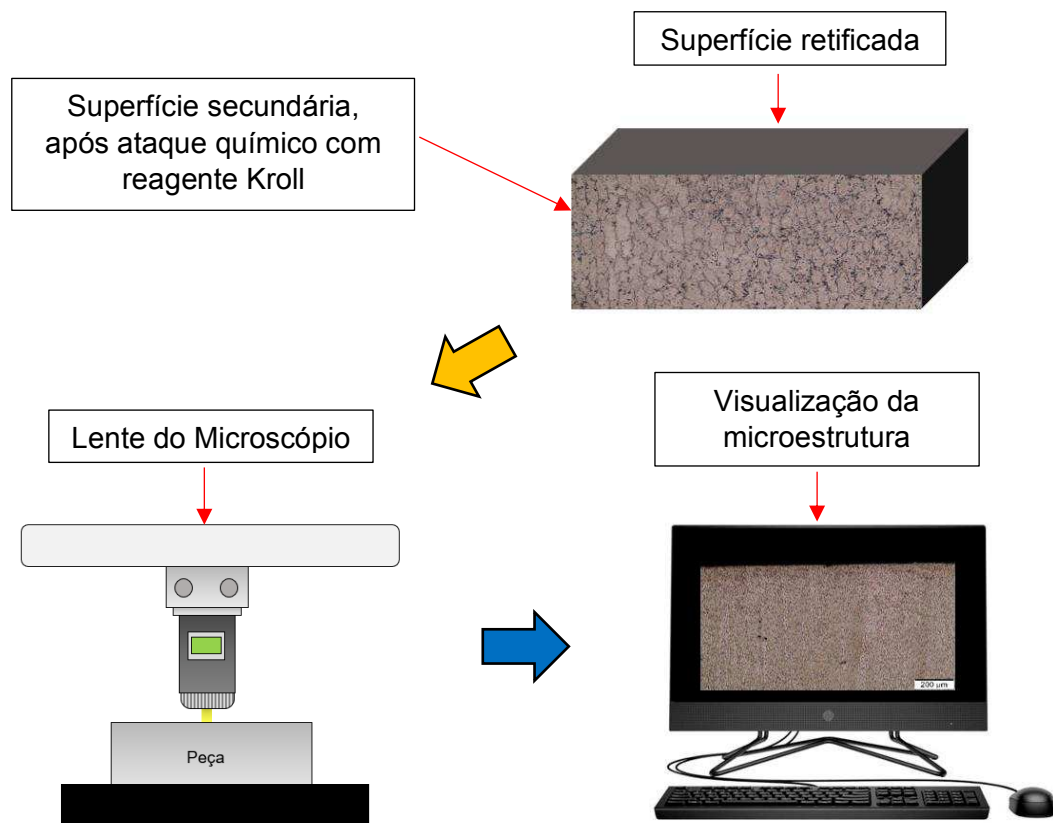


Figura 3. 10 – Representação acerca do processo de análise das superfícies de Ti-6Al-4V no microscópio óptico após ataque químico com reagente Kroll.

3.7.4. Microdureza Vickers

Nas superfícies lixadas e polidas de cada amostra foram feitas identificações com o uso de um microdurômetro SHIMADZU HMV – 2 Series do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da FEMEC- UFU, Fig. 3.13. Foram selecionados os seguintes parâmetros: uma pré-carga de 490,3 mN (0,05 HV) a um tempo de 15 segundos. Foram feitas 9 medições abaixo da superfície retificada, em cada amostra de liga Ti-6Al-4V. Esses parâmetros foram selecionados com base em trabalhos anteriormente realizados acerca da retificação da liga Ti-6Al-4V nos quais os autores analisaram, como um dos parâmetros de saída, a microdureza Vickers mensurada em regiões abaixo da zona de retificação.

Inicialmente, a partir de 30 µm perpendicularmente à superfície retificada (na superfície secundária) com uma distância horizontal entre as identificações de 40 µm e uma distância vertical de 30 µm entre as mesmas, de tal forma a respeitar a distância mínima de duas vezes o comprimento das identificações, para que valores de microdureza a diferentes profundidades sejam obtidos, segundo o recomendado pela norma ASTM E92 -16, Fig. 3. 14.

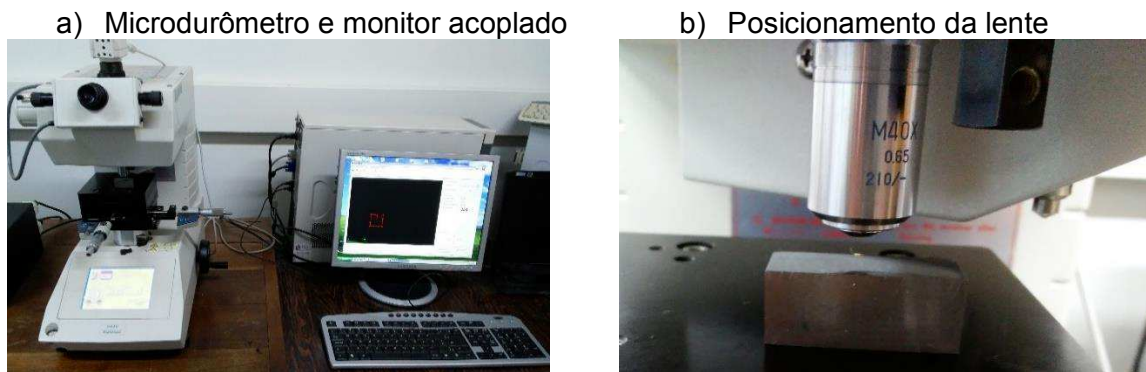


Figura 3. 11 – Microdurômetro SHIMADZU – HMV – 2 Series empregado na visualização das identações de microdureza (a) e posicionamento da peça no microdurômetro (b).

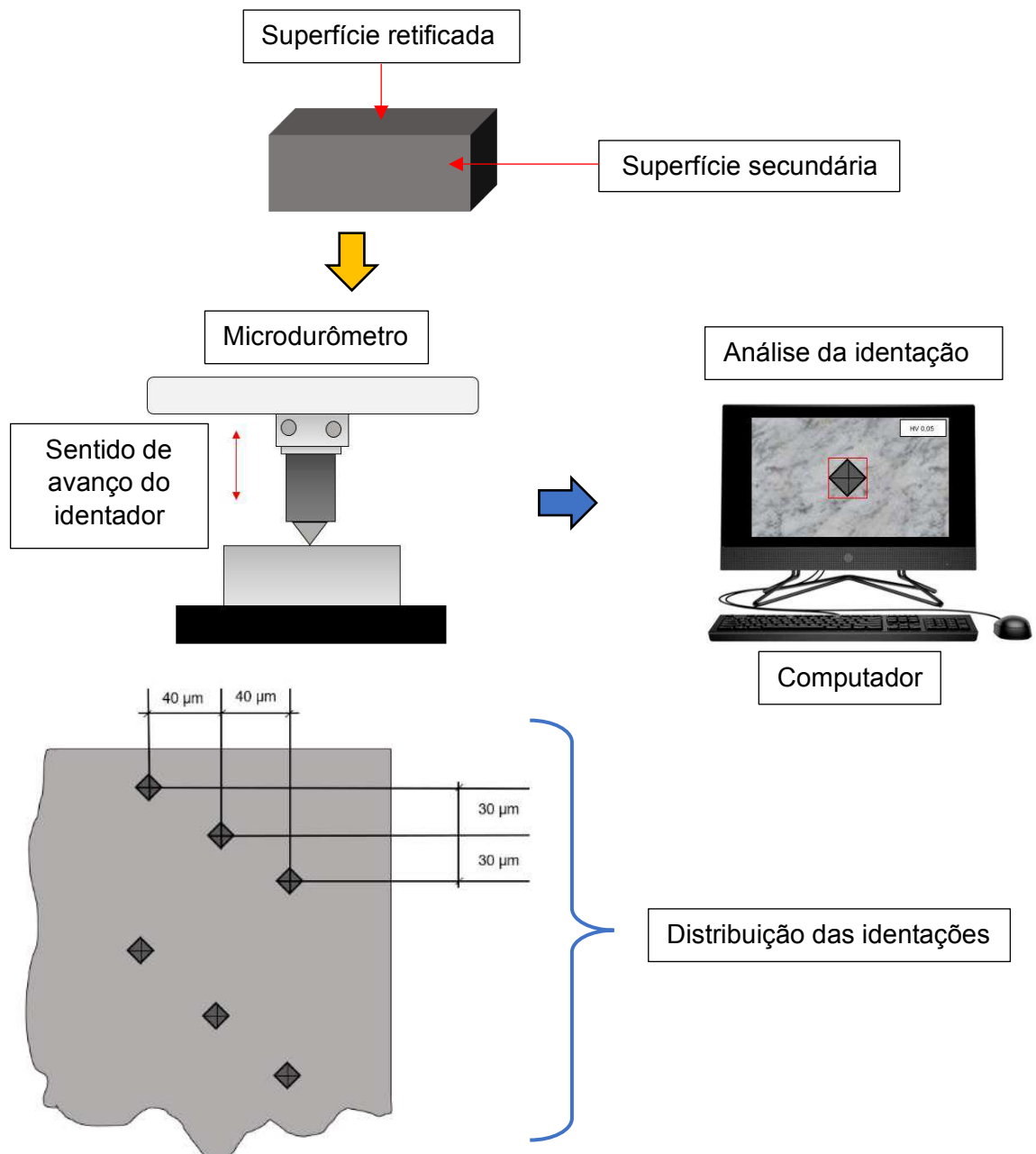


Figura 3. 12 – Processo de medição de microdureza nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas.

3.7.5. Potência de retificação

Ao longo de cada ensaio retificação, foram realizadas medições de potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do eixo árvore da retificadora plana por meio da obtenção dos sinais de tensão e corrente elétricas, que alimentam um motor de indução trifásico (2,25 kW de potência nominal). Estes sinais foram monitorados, respectivamente, por um sensor de aquisição de tensão e um sensor de efeito Hall para aquisição de corrente elétrica.

O sensor LV – 20 p empregado na aquisição do sinal de tensão foi posicionado paralelamente à diferença de potencial (ddp) a qual era necessária mensurar. Já o sensor empregado na captação da corrente elétrica (HAS 50 – 600S) foi colocado de forma a circundar o fio condutor analógico-digital (A/D), responsável pelas entradas e saídas dos sinais em sequência. Além disso, foi empregada uma placa NI6001, da *National Instruments* que converte o sinal analógico em digital a uma taxa de aquisição de 20 kS/s, divididos em 6 canais e 12 bits. O tratamento de sinais foi realizado por meio do software LabView, da *National Instruments*, que efetuou as operações matemáticas necessárias de acordo com a calibração do conversor, o armazenamento dos dados adquiridos e a geração de gráficos, Fig. 3. 15.

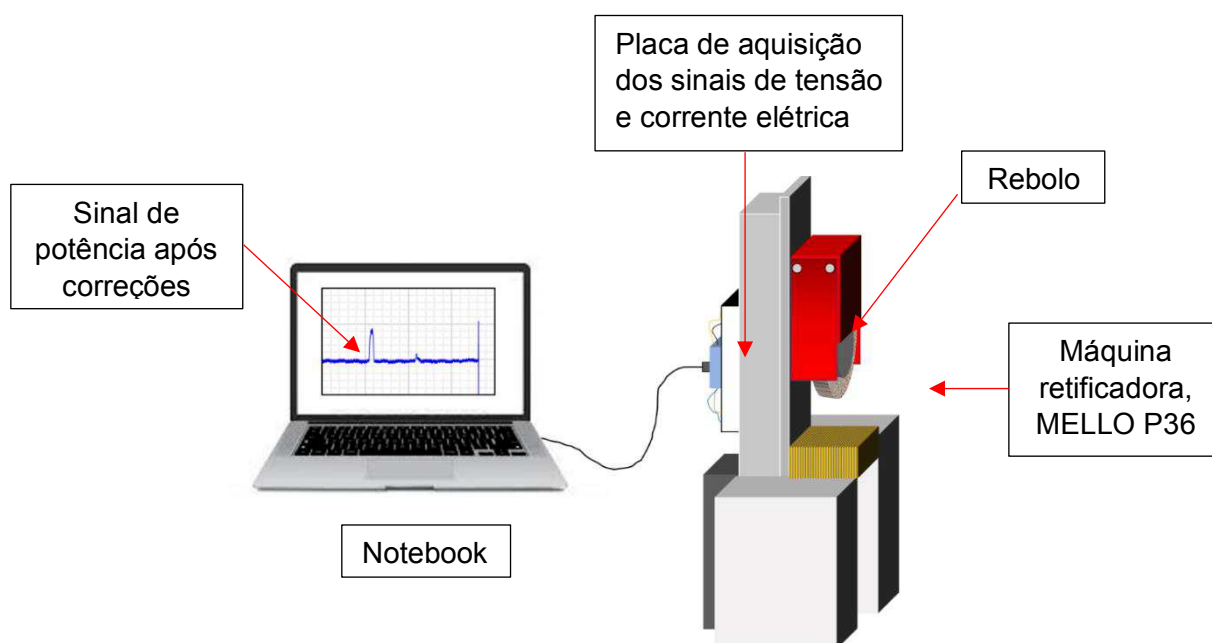


Figura 3. 13 – Esquema de medição dos sinais de potência de retificação ao longo de cada ensaio experimental.

3.7.6. Macroefeitos e microefeitos

Antes dos ensaios de retificação, foram obtidas imagens amplificadas da superfície de corte do rebolo com o intuito de analisar os microefeitos gerados no rebolo após a ação dos dressadores fliesen e ponta única de diamante, na operação de dressagem, de acordo com as condições do planejamento experimental. As imagens foram retiradas a partir de uma câmera tricoscópica DERMAZOOM ZX1600 MICROMETER, que permite uma análise monocular a uma ampliação de 1 600 vezes, Fig. 3. 14.

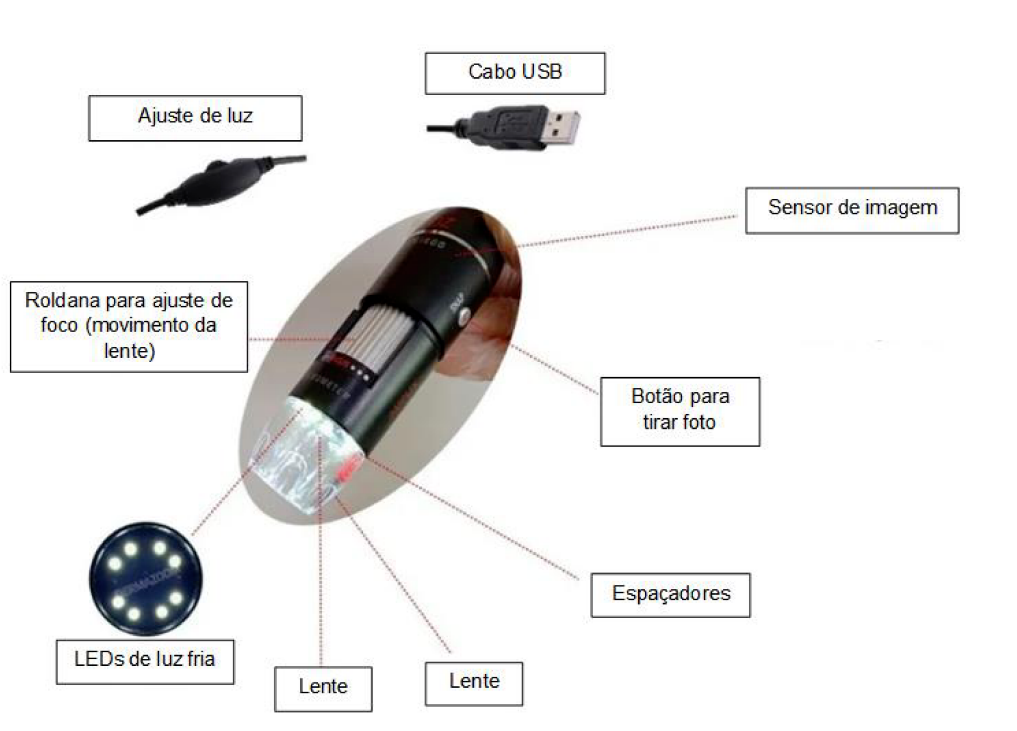


Figura 3. 14 – Câmera tricoscópica DERMAZOOM ZX1600 MICROMETER utilizada na análise de macroefeitos e microefeitos no rebolo abrasivo de SiC (#46).

A obtenção das imagens da superfície de corte do rebolo de SiC após a dressagem, nas diferentes condições operacionais adotadas, permite uma avaliação dos microefeitos gerados, sendo que o mecanismo de obtenção, Fig. 3. 15 (a) e análise das imagens, Fig. 3. 15 (b). Após a realização da operação de dressagem, a câmera tricoscópica foi conectada via USB ao aparelho celular que, por meio do aplicativo *MScopes for USB Camera/Webcam Zyepro*, permite a visualização em tempo real bem como a fotografia da superfície do rebolo, por meio da aproximação do bocal, o qual possui internamente a lente da câmera e luz de led, Fig. 3. 15.

Dessa forma, por meio do ajuste de brilho na roldana lateral, é possível visualizar a superfície em tempo real e, pressionando o botão lateral, imagens podem ser obtidas e salvas para análise em computador, Fig. 3. 15 (b).

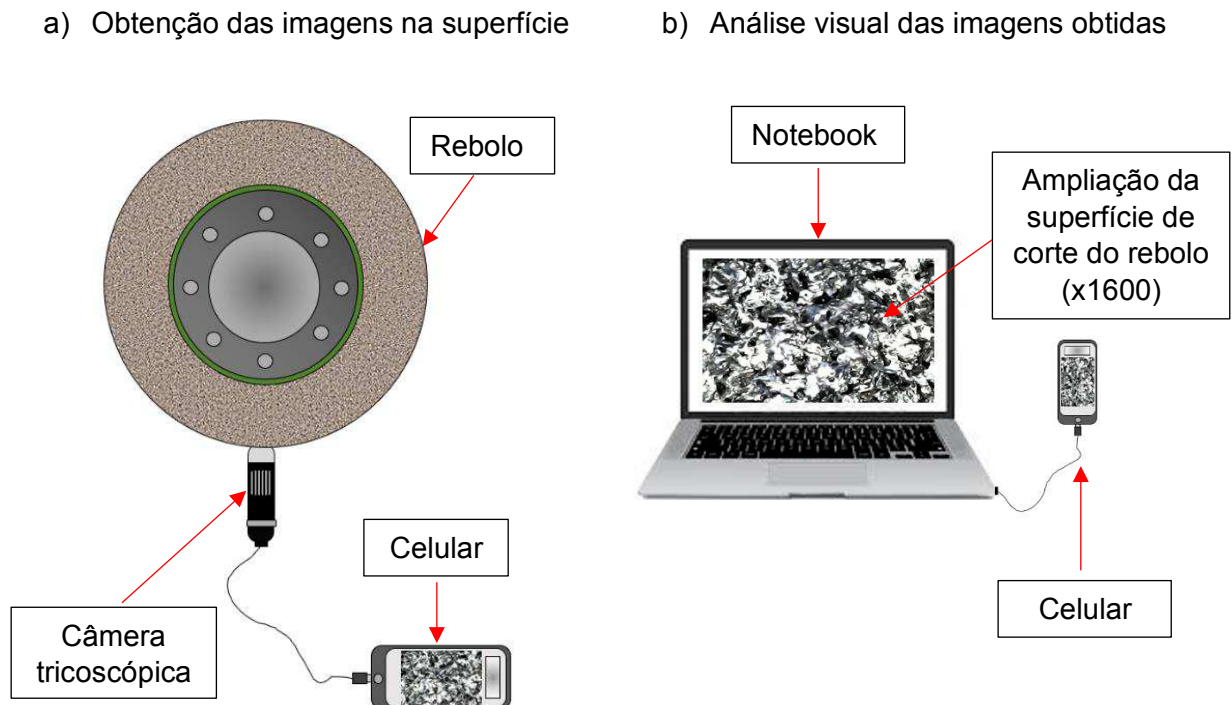


Figura 3. 15 – Esquema referente ao mecanismo de obtenção de imagens da superfície de corte do rebolo (a) para posterior análise dos microefeitos gerados pela dressagem (b).

Os macroefeitos, por sua vez, foram analisados matematicamente em termos de ondulação teórica W_t , Eq. 2. 8, cujos valores encontram-se descritos na Tabela 3. 2. Essa análise conjunta dos macroefeitos e microefeitos gerados pela operação de dressagem assegura uma análise mais aprofundada acerca dos efeitos da operação de dressagem sobre o acabamento superficial das amostras de Ti-6Al-4V em comparação com os efeitos gerados pelas variações nas condições de penetração. Por meio dessa comparação é possível avaliar as melhores condições para a retificação da liga de titânio em estudo no presente trabalho.

3.7.7. Relação G

Após a análise dos resultados de rugosidade, microdureza, potência de retificação, micrografias de MEV e metalografia, as condições mais críticas foram selecionadas para a realização de ensaios de desgaste do rebolo. Esses ensaios de desgaste foram realizados a

partir de um roteiro previamente estabelecido com base em ensaios preliminares. Primeiramente, o rebolo de carbeto de silício foi dressado na condição especificada e, depois, foram retiradas imagens da superfície de corte com o uso da câmera tricoscópica DERMAZOOM ZX1600 MICROMETER, Fig. 3. 14.

Na Tab. 3. 5 estão descritas as condições operacionais desses ensaios para avaliação da relação G.

Tabela 3. 5 – Condições operacionais empregadas nos ensaios para avaliação da relação G.

Condições operacionais	
Velocidade de corte (V_s)	38,3 m/s
Velocidade da peça (V_w)	7,5 m/min
Vazão de fluido de corte (V_f)	9 L/min (545 L/h)
Penetração de trabalho (a_e)	30 μm
Profundidade de corte (a_p)	7 mm
Número de passes (N)	10
Rebolo	C46K5V5
Condições de dressagem	
Dressador	Fliesen e ponta única de diamante
Profundidade de dressagem (a_d)	40 μm
Grau de recobrimento do rebolo (U_d)	3 e 12
Passo de dressagem (S_d)	0,2710 mm/volta e 0,0325 mm/volta
Largura de atuação do dressador (b_d)	0,813 mm e 0,390 mm
Velocidade de dressagem (V_d)	10,84 mm/s e 1,30 mm/s
Tempo de dressagem (t_d)	2,34 s e 19,54 s
Condições de ensaio	
Dressador fliesen	$U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$
	$U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$
Dressador ponta única	$U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$
	$U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$

Com o rebolo condicionado e a peça devidamente posicionada e referenciada na mesa da máquina retificadora, foram realizados ensaios de retificação em que a largura de atuação do rebolo a_p foi mantida constante em 7 mm e o número de passes em cada ensaio foi igual a 10, a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$ e uma profundidade de dressagem constante, em $a_d = 40 \mu\text{m}$, variando-se apenas o tipo de dressador (fliesen e ponta única) e o grau de recobrimento ($U_d = 3$ e $U_d = 12$).

Ao final do ensaio de retificação, o rebolo gerou na superfície da peça um degrau em relação à superfície não usinada, em função do material removido sob a forma de cavacos. O rebolo, igualmente, apresentou um desgaste em sua superfície de corte, haja vista que uma parcela dessa superfície efetivamente realizou a retificação ($a_p = 7 \text{ mm}$), Fig. 3. 16.

Sendo assim, após o ensaio, novamente utilizou-se a câmera tricoscópica para a obtenção de imagens da superfície de corte do rebolo, a fim de que as imagens antes e após os ensaios pudessem ser comparadas a fim de analisar o desgaste do rebolo. Além disso, para mensurar a quantidade de material do rebolo que foi desgastada (Z_s) um negativo da superfície do rebolo foi obtido por meio do uso de uma massa de porcelana fria (biscuit).

Essa massa foi colocada na largura do rebolo de forma a abranger tanto a superfície que efetivamente retificou a peça quanto a superfície que permaneceu com o seu condicionamento original. Logo, na massa de biscuit ficou a impressão da superfície do rebolo após cada ensaio de desgaste, Fig. 3. 17.

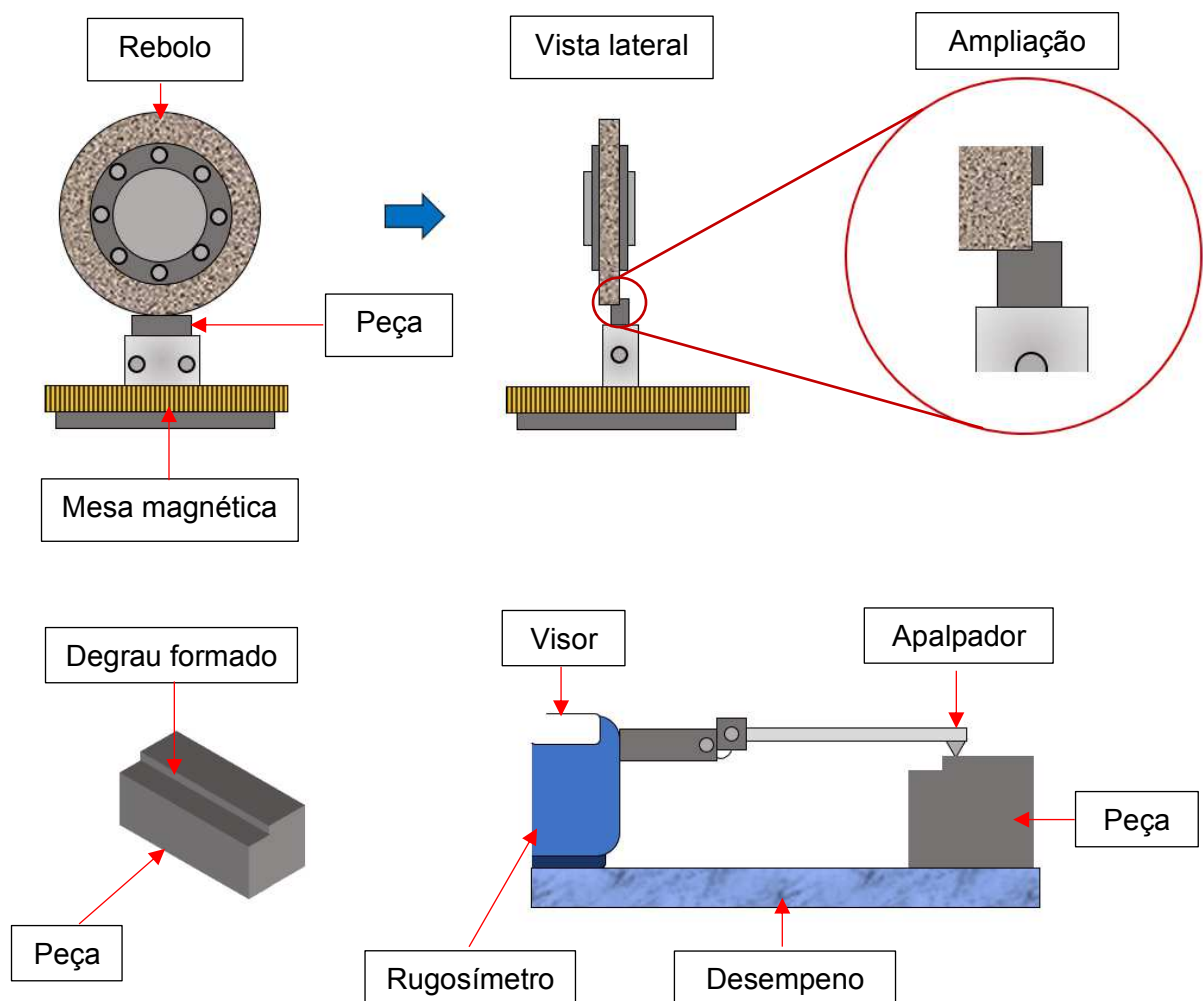


Figura 3. 16 – Esquema do processo de medição de desgaste nas peças de Ti-6Al-4V retificadas.

Após um intervalo de 72 horas a massa de biscuit estava devidamente seca e, com o uso do rugosímetro portátil, Surtronic modelo S-100 Series (nº 010720), do fabricante Taylor Robson, com raio ponta do apalpador igual a $2\text{ }\mu\text{m}$ e resolução $0,01\text{ }\mu\text{m}$, foi possível adquirir os sinais relativos ao perfil impresso do rebolo, os quais foram analisados no software *MountainsMap* que permitiu a visualização do perfil do rebolo bem como calcular a altura desgastada. Multiplicando-se o valor dessa altura, pelo $a_p = 7\text{ mm}$ e o comprimento do rebolo ($C = 2 \cdot \pi \cdot r = 2 \cdot \pi \cdot 114,3 = 717,8\text{ mm}$) foi possível alcançar o valor de desgaste apresentado pelo rebolo, Z_s , em cada condição experimental.

Em relação à peça, a altura de material desgastada foi mensurada pelo rugosímetro de forma similar àquela do rebolo. Esse valor foi multiplicado pela largura usinada na peça (6 mm) e pelo comprimento da peça 37 mm, obtendo-se assim o volume de material removido da peça Z_w . Nesse sentido, com os valores de material da peça desgastado (Z_w) e de rebolo desgastado (Z_s) foi possível calcular a relação G em cada condição, mediante a Eq. 2. 3.

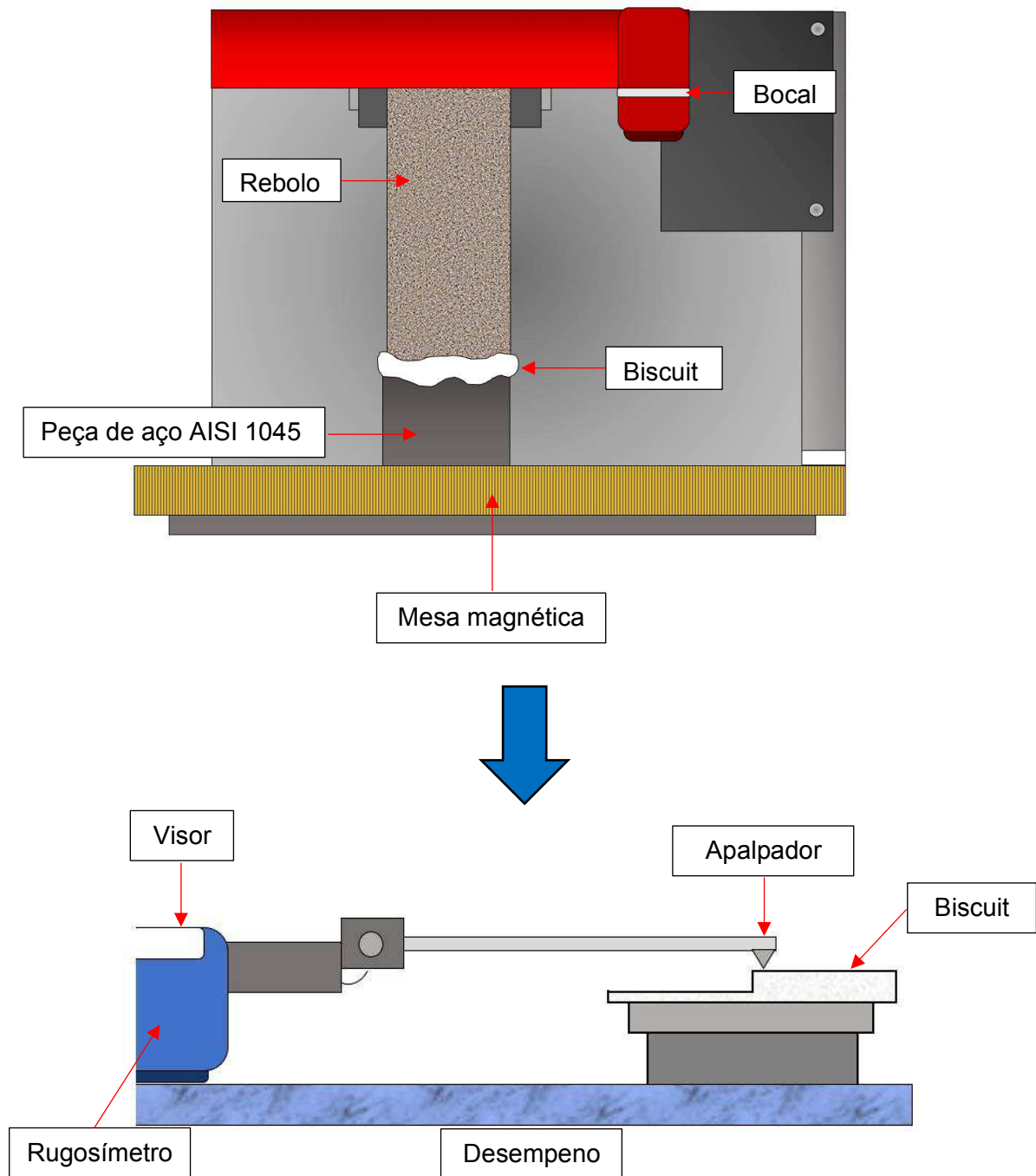


Figura 3. 17 – Esquema de medição de desgaste no rebolo abrasivo de SiC.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

No decorrer desta seção, serão apresentados os resultados mensurados e analisados em termos de macroefeitos e microefeitos, rugosidade das superfícies, imagens das superfícies retificadas que foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura, microdureza e microestrutura das peças usinadas, potência de retificação e relação G.

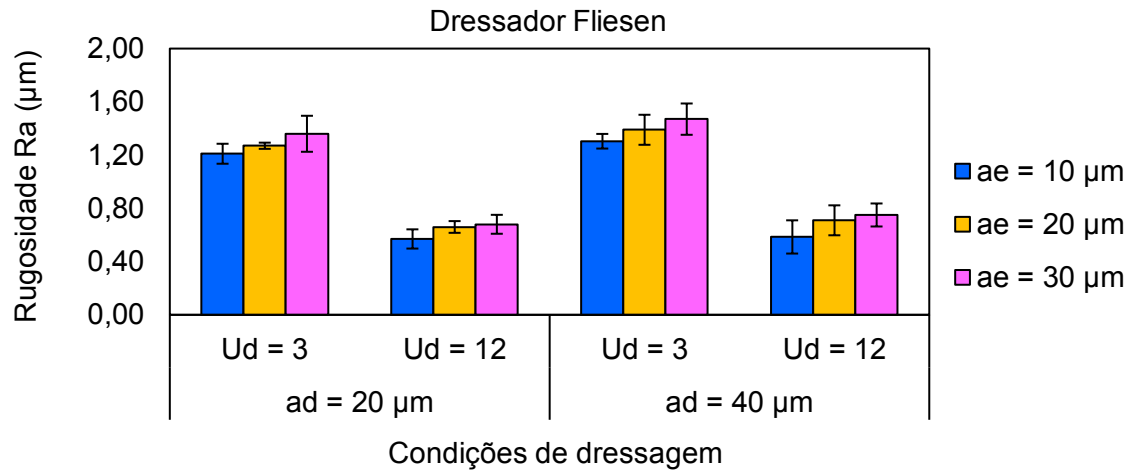
4.1 Rugosidade superficial

A partir da realização dos ensaios experimentais de retificação nas amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de SiC condicionado em diferentes condições de dressagem e atuando sobre as peças em diferentes valores de penetração de trabalho foi possível analisar a rugosidade superficial em termos dos parâmetros Ra, Rt e Rz.

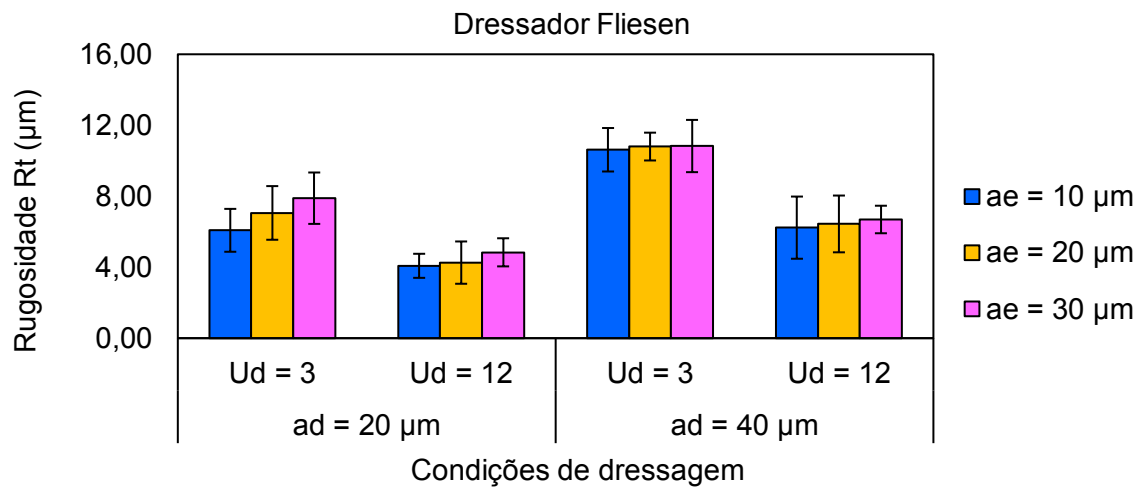
Nas Figuras 4. 1 (a), (b) e (c) encontram-se representados, graficamente, os valores mensurados de rugosidade Ra, Rt e Rz, respectivamente, em função do grau de recobrimento do rebolo ($U_d = 3$ e $U_d = 12$), da profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) e da penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) nos ensaios os quais o rebolo de SiC foi condicionado previamente mediante a ação do dressador fliesen.

A partir desses resultados foi verificado que quando foi empregada uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ e ao longo da retificação, uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ proporcionou uma diminuição nos valores de rugosidade Ra de $[1,21 \pm 0,08] \mu\text{m}$ para $[0,57 \pm 0,07] \mu\text{m}$, rugosidade Rt de $[6,08 \pm 1,20] \mu\text{m}$ para $[4,08 \pm 0,68] \mu\text{m}$ e rugosidade Rz de $[7,44 \pm 0,63] \mu\text{m}$ para $[4,60 \pm 0,48] \mu\text{m}$, o que em termos percentuais corresponde a uma redução de 52,89 %, 32,89 % e 38,17 % nos parâmetros Ra, Rt e Rz, respectivamente, Fig. 4. 1 (a), (b) e (c).

a)



b)



c)

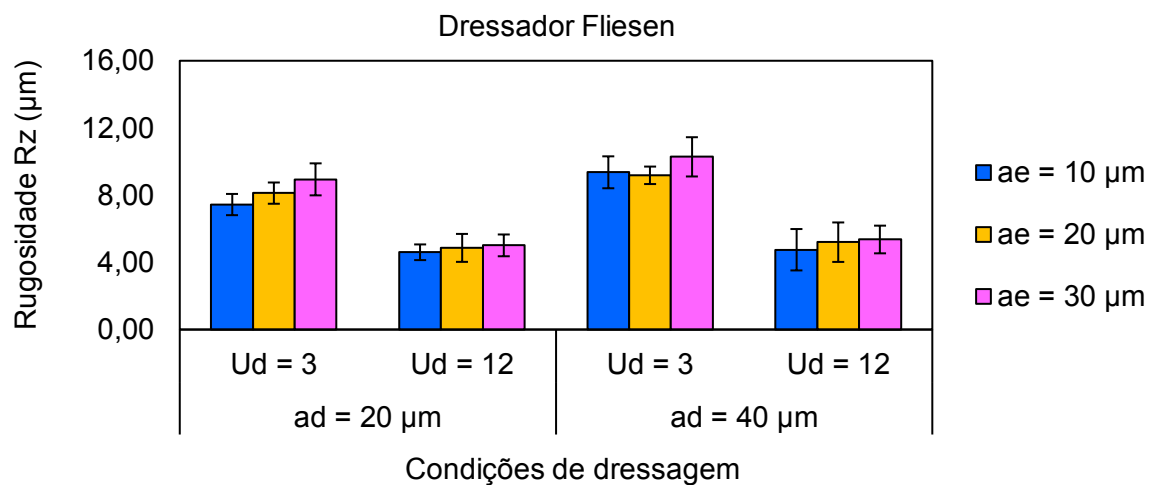


Figura 4. 1 - Valores de rugosidade R_a (a), R_t (b) e R_z (c) em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC condicionado com dressador fliesen.

Mantendo-se a análise para o mesmo tipo de dressador (fliesen) e a mesma profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$), mas a uma penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ ocasionou igualmente à situação acima descrita uma redução na rugosidade R_a de $[1,27 \pm 0,02] \mu\text{m}$ para $[0,66 \pm 0,04] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (a), na rugosidade R_t de $[7,06 \pm 1,51] \mu\text{m}$ para $[4,26 \pm 1,19] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (b), e na rugosidade R_z de $[8,12 \pm 0,63] \mu\text{m}$ para $[4,86 \pm 0,83] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (c). Em termos percentuais as reduções foram de 48,03 %, 39,66 % e 40,15 % nos parâmetros R_a , R_t e R_z , respectivamente.

Ainda nos ensaios realizados com o rebolo de carbetto de silício dressado por meio de um dressador fliesen, a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, porém a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$ a análise dos resultados mostrou igualmente uma redução nos valores de rugosidade R_a de $[1,36 \pm 0,14] \mu\text{m}$ para $[0,68 \pm 0,07] \mu\text{m}$, Fig.4. 1(a), na rugosidade R_t de $[7,89 \pm 1,45] \mu\text{m}$ para $[4,84 \pm 0,79] \mu\text{m}$, Fig.4. 1(b), e na rugosidade R_z de $[8,94 \pm 0,95] \mu\text{m}$ para $[5,01 \pm 0,65] \mu\text{m}$, Fig.4. 1(c), o que em termos percentuais indica uma queda de 50,00 %, 38,66 % e 43,96 % nos parâmetros R_a , R_t e R_z , respectivamente.

No entanto, quando a análise é feita a fim de verificar a variação máxima nos valores de rugosidade, considerando as mesmas condições de dressagem, foi constatado a partir dos ensaios realizados com o rebolo dressado com a ferramenta fliesen, a um $U_d = 3$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$, que uma diminuição na penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ (condição mais severa) para $a_e = 10 \mu\text{m}$ (condição mais branda) resultou em uma redução na rugosidade R_a de $[1,36 \pm 0,14] \mu\text{m}$ para $[1,21 \pm 0,08] \mu\text{m}$, Fig.4. 1(a), na rugosidade R_t de $[7,89 \pm 1,45] \mu\text{m}$ para $[6,08 \pm 1,20] \mu\text{m}$, Fig.4. 1(b), e na rugosidade R_z de $[8,94 \pm 0,95] \mu\text{m}$ para $[7,44 \pm 0,63] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (c), o que em termos percentuais representa uma diminuição de 11,03 %, 22,94 % e 16,78 %, respectivamente, nos parâmetros R_a , R_t e R_z . Na situação em que o grau de recobrimento adotado foi $U_d = 12$, a variação na penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$ gerou uma diminuição de 16,18 %, 15,70 % e 8,18 % nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z , respectivamente.

A partir desses resultados é possível afirmar que nos ensaios de retificação com rebolo de SiC dressado com dressador fliesen e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ gerou uma diminuição nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z muito maior do que a redução máxima proporcionada pela variação da penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$, ao longo da retificação de amostras da liga Ti-6Al-4V. Logo, para a condição de uso do dressador fliesen e para uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo melhorou a retificabilidade da liga em questão, em termos de rugosidade das superfícies.

Um comportamento semelhante foi constatado nos ensaios realizados com o rebolo condicionado com dressador fliesen e a uma profundidade de dressagem mais alta, $a_d = 40 \mu\text{m}$, e a uma penetração de trabalho de $a_e = 10 \mu\text{m}$. Com a mudança no grau de recobrimento de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ houve uma diminuição na rugosidade R_a de $[1,30 \pm 0,08] \mu\text{m}$ para $[0,59 \pm 0,05] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (a), na rugosidade R_t de $[10,62 \pm 1,23] \mu\text{m}$ para $[6,23 \pm 1,75] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (b), e na rugosidade R_z de $[9,36 \pm 0,95] \mu\text{m}$ para $[4,75 \pm 1,23] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (c). Em termos percentuais essa mudança no grau de recobrimento representa uma redução de 54,62 %, 41,34 % e 49,25 %, respectivamente, nos parâmetros R_a , R_t e R_z . Ao aumentar a penetração de trabalho para $a_e = 20 \mu\text{m}$, mantendo-se o tipo de dressador fliesen e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, foi constatada uma redução na rugosidade R_a de $[1,39 \pm 0,05] \mu\text{m}$ para $[0,71 \pm 0,11] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (a), na rugosidade R_t de $[10,80 \pm 0,78] \mu\text{m}$ para $[6,44 \pm 1,60] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (b), e na rugosidade R_z de $[9,18 \pm 0,52] \mu\text{m}$ para $[5,20 \pm 1,18] \mu\text{m}$, Fig.4. 1 (c), o que em termos percentuais indica uma diminuição em 48,92 %, 40,83 % e 43,36 %, respectivamente, na rugosidade R_a , R_t e R_z .

Quando a penetração de trabalho utilizada foi de $a_e = 30 \mu\text{m}$, a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ e o dressador fliesen, a análise dos resultados mostrou uma diminuição na rugosidade R_a de $[1,47 \pm 0,18] \mu\text{m}$ para $[0,75 \pm 0,12] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[10,83 \pm 1,47] \mu\text{m}$ para $[6,69 \pm 0,78] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b) e na rugosidade R_z de $[10,28 \pm 1,17] \mu\text{m}$ para $[5,36 \pm 0,82] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c), o que em termos percentuais representa uma diminuição de 48,98 %, 38,23 % e 47,86 %, respectivamente nos parâmetros R_a , R_t e R_z .

Todavia, mantendo-se o dressador fliesen, a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$ e o grau de recobrimento em $U_d = 3$, a variação na penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$ resultou em uma diminuição máxima nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z em, respectivamente, 11,56 %, 1,94 % e 8,95 %, Fig.4.1 (a), (b) e (c). Na situação em que o rebolo de SiC foi condicionado a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, pela ação do dressador fliesen, a variação nas condições de penetração de trabalho, ao longo da retificação, de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$ proporcionou uma máxima redução nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z em 21,33 %, 6,88 % e 11,38 %, respectivamente, Fig.4.1 (a), (b) e (c).

Diante desses resultados, é possível afirmar que a mudança apenas nas condições de corte (penetração de trabalho) mantendo-se as condições de dressagem constantes, não é capaz de oferecer uma redução na rugosidade superficial tão significativa quanto a redução proporcionada pela mudança nas condições de dressagem.

Em relação aos resultados de rugosidade da liga Ti-6Al-4V também com o rebolo de carbeto de silício condicionado mas agora com operação de dressagem do rebolo com um

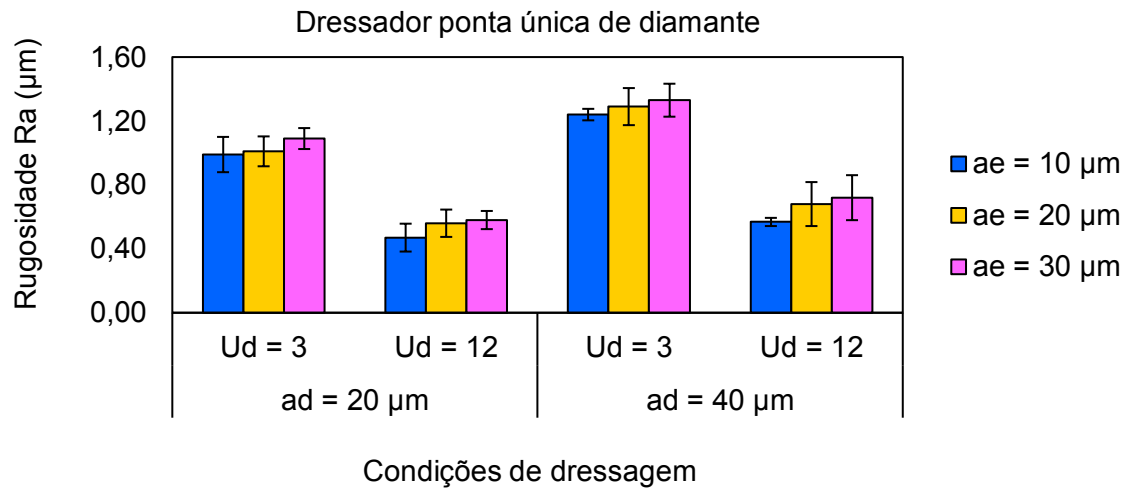
dressador ponta única de diamante, tem-se que a uma profundidade de dressagem mais baixa, $a_d = 20 \mu\text{m}$, e sob uma condição de corte na qual $a_e = 10 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ ocasionou uma redução nos parâmetros de rugosidade R_a de $[0,99 \pm 0,11] \mu\text{m}$ para $[0,47 \pm 0,09] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), rugosidade R_t de $[6,89 \pm 1,48] \mu\text{m}$ para $[4,67 \pm 2,31] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[6,12 \pm 1,02] \mu\text{m}$ para $[4,58 \pm 1,06] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c) o que significa uma redução de 52,53 %, 32,22 % e 25,16 %, respectivamente, nos parâmetros R_a , R_t e R_z .

Nos ensaios realizados a uma penetração de trabalho um pouco maior, $a_e = 20 \mu\text{m}$, a uma mesma profundidade de dressagem, $a_d = 20 \mu\text{m}$, e mediante a ação do dressador ponta única, a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ gerou uma queda nos valores de rugosidade R_a de $[1,01 \pm 0,09] \mu\text{m}$ para $[0,56 \pm 0,09] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), rugosidade R_t de $[6,92 \pm 0,50] \mu\text{m}$ para $[4,85 \pm 0,88] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b) e na rugosidade R_z de $[6,34 \pm 0,53] \mu\text{m}$ para $[4,80 \pm 0,52] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c). Isso corresponde a redução percentual de 44,55 %, 29,91 % e 24,29 %, respectivamente, nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z .

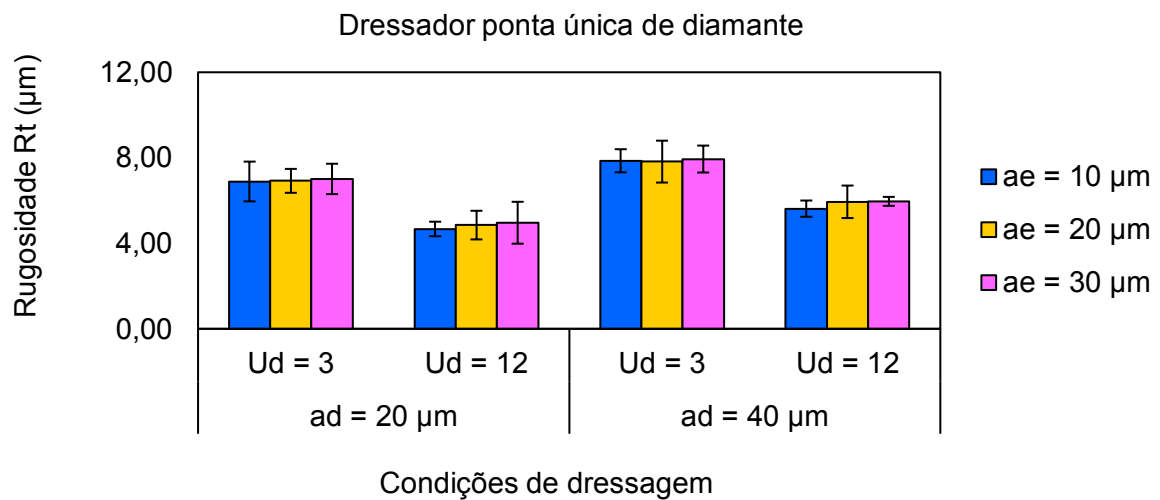
Sob a maior condição de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, a uma profundidade de dressagem, $a_d = 20 \mu\text{m}$, e mediante a ação do dressador ponta única, a variação no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ proporcionou uma redução nos valores de rugosidade R_a de $[1,09 \pm 0,07] \mu\text{m}$ para $[0,58 \pm 0,06] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), rugosidade R_t de $[7,01 \pm 0,38] \mu\text{m}$ para $[4,96 \pm 0,22] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[6,76 \pm 0,49] \mu\text{m}$ para $[4,86 \pm 0,36] \mu\text{m}$ Fig.4.2 (c). Essa variação corresponde a uma redução percentual nos valores de rugosidade R_a , R_t e R_z de 46,79 %, 29,24 % e 28,11 %, respectivamente.

No entanto, ao analisar os ensaios realizados com o rebolo de carbeto de silício condicionado pela ação do dressador ponta única de diamante, a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ e a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a variação nas condições de penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$ proporcionou uma redução máxima na rugosidade R_a de $[1,09 \pm 0,07] \mu\text{m}$ para $[0,99 \pm 0,11] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[7,01 \pm 0,38] \mu\text{m}$ para $[6,89 \pm 1,48] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[6,76 \pm 0,49] \mu\text{m}$ para $[6,12 \pm 1,02] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c), indicando assim uma redução percentual máxima de 9,17 %, 1,71 % e 9,47 %, respectivamente, nos parâmetros R_a , R_t e R_z .

a)



b)



c)

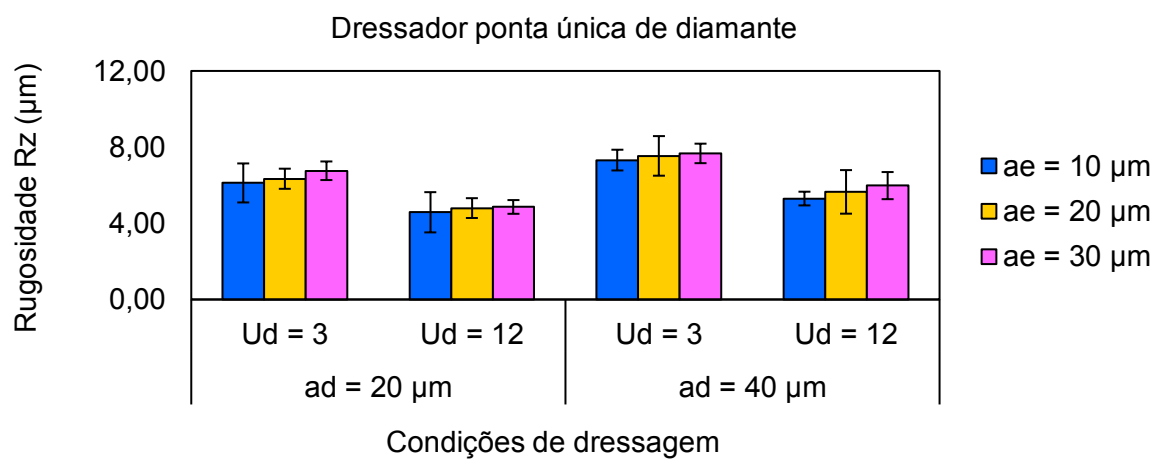


Figura 4. 2 - Valores de rugosidade Ra (a), Rt (b) e Rz(c) em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC condicionado com dressador ponta única de diamante.

Nessa mesma perspectiva, mantendo-se constantes o tipo de dressador (ponta única), a profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$) e o grau de recobrimento do rebolo em $U_d = 12$, ao avaliar a redução em termos de rugosidade proporcionada pela variação na penetração de trabalho de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$, observou-se que em termos de rugosidade R_a houve uma queda de $[0,58 \pm 0,06] \mu\text{m}$ para $[0,47 \pm 0,09] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[4,96 \pm 0,22] \mu\text{m}$ para $[4,67 \pm 2,31] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b) e na rugosidade R_z de $[4,86 \pm 0,36] \mu\text{m}$ para $[4,58 \pm 1,06] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c). Essa variação nas condições de penetração de trabalho proporcionou uma redução máxima de 18,96 %, 5,85 % e de 5,76 % nos parâmetros de rugosidade R_a , R_t e R_z , respectivamente.

A partir desses resultados é possível afirmar que a mudança nas condições de dressagem produziram uma redução mais expressiva nos valores de rugosidade do que a simples alteração nos valores de penetração de trabalho, como normalmente é feito nos trabalhos descritos na literatura. Ao comparar os valores de rugosidade R_a , R_t e R_z obtidos sob a condição em que o rebolo foi dressado com a ferramenta fliesen com os valores dos mesmos parâmetros obtidos sob a condição de dressagem do rebolo com ferramenta ponta única, as diferenças não foram expressivas, embora de maneira geral, os valores alcançados sob a condição em que o rebolo foi condicionado com dressador ponta única de diamante foram menores que os obtidos na condição de dressagem do rebolo com ferramenta fliesen.

Nos ensaios realizados com o rebolo condicionado pela ação ainda do dressador ponta única de diamante, mas a uma profundidade de dressagem maior, $a_d = 40 \mu\text{m}$, e a uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$ a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ proporcionou uma diminuição nos parâmetros de rugosidade R_a de $[1,24 \pm 0,04] \mu\text{m}$ para $[0,57 \pm 0,03] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), rugosidade R_t de $[7,86 \pm 0,83] \mu\text{m}$ para $[5,62 \pm 0,50] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[7,32 \pm 0,54] \mu\text{m}$ para $[5,30 \pm 0,36] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c). Em termos percentuais essa mudança no grau de recobrimento do rebolo gerou uma queda nos valores de rugosidade R_a , R_t e R_z de 54,03 %, 28,50 % e 27,60 %, respectivamente.

Ao aumentar a penetração de trabalho para $a_e = 20 \mu\text{m}$ e mantendo-se constante a profundidade de dressagem ($a_d = 40 \mu\text{m}$) e mediante a ação do mesmo tipo de dressador (ponta única), a mudança no condicionamento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ gerou uma redução na rugosidade R_a de $[1,29 \pm 0,12] \mu\text{m}$ para $[0,68 \pm 0,14] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[7,82 \pm 1,20] \mu\text{m}$ para $[5,94 \pm 1,74] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[7,54 \pm 1,04] \mu\text{m}$ para $[5,65 \pm 1,14] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c), o que em termos percentuais indica uma redução de 47,28 %, 24,04 % e 25,07 % nos valores de rugosidade R_a , R_t e R_z , respectivamente.

Sob a condição mais elevada de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, portanto mais severa, essa mudança no condicionamento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$, mantendo-se a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$ e o tipo de dressador ponta única, resultou em uma queda nos valores de rugosidade R_a de $[1,33 \pm 0,10] \mu\text{m}$ para $[0,72 \pm 0,14] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[7,94 \pm 0,72] \mu\text{m}$ para $[5,96 \pm 1,74] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[7,67 \pm 0,51] \mu\text{m}$ para $[5,98 \pm 0,71] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c). Em termos percentuais houve uma queda de 45,86 %, 24,94 % e de 22,03 % nos valores de rugosidade R_a , R_t e R_z respectivamente.

Contudo, ao analisar os efeitos proporcionados pela variação na penetração de trabalho da condição mais severa $a_e = 30 \mu\text{m}$ para a condição mais branda $a_e = 10 \mu\text{m}$, com o rebolo dressado a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e mediante a ação de um dressador ponta única de diamante a redução máxima nos valores de rugosidade R_a foi de $[1,33 \pm 0,10] \mu\text{m}$ para $[1,24 \pm 0,04] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), na rugosidade R_t de $[7,94 \pm 0,72] \mu\text{m}$ para $[7,86 \pm 0,83] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e na rugosidade R_z de $[7,67 \pm 0,51] \mu\text{m}$ para $[7,32 \pm 0,54] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c), o que em termos percentuais representa uma queda 6,67 %, 1,00 % e 4,56 %.

Quando a análise foi desenvolvida para os ensaios realizados com o rebolo dressado a um grau de recobrimento $U_d = 12$, uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ e pela ação do dressador ponta única, foi verificado que a redução máxima proporcionada pela variação de $a_e = 30 \mu\text{m}$ para $a_e = 10 \mu\text{m}$ no parâmetro R_a foi de $[0,72 \pm 0,14] \mu\text{m}$ para $[0,57 \pm 0,03] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (a), no parâmetro R_t de $[5,96 \pm 1,74] \mu\text{m}$ para $[5,62 \pm 0,50] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (b), e no parâmetro R_z de $[5,98 \pm 0,71] \mu\text{m}$ para $[5,30 \pm 0,36] \mu\text{m}$, Fig.4.2 (c), o que representa em termos percentuais uma redução de 20,83 %, 5,70 % e 11,37 %.

A partir dos resultados alcançados, foi desenvolvida uma análise estatística dos resultados, por meio do software Excel 2016, em termos de análise de variância (ANOVA), cujos parâmetros alcançados estão disponíveis nas Tab. 4. 1, 4. 2 e 4. 3, em relação aos parâmetros R_a , R_t e R_z , respectivamente. A confiabilidade empregada para a avaliação dos resultados foi de 95 %. Nas Fig. 4. 3 (a), (b), (c) e (d), 4. 4 (a), (b), (c) e (d) e 4. 5(a), (b), (c) e (d) estão representados graficamente, os efeitos proporcionados pelo grau de recobrimento do rebolo (U_d), profundidade de dressagem (a_d), tipo de dressador (fliesen e ponta única de diamante) e penetração de trabalho (a_e) em termos de rugosidade R_a , R_t e R_z .

Tabela 4. 1 – Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Ra.

	Análise de Variância (ANOVA) – Rugosidade Ra				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,001523	0,280146	0,025468	1	7,054349
ae	0,522105	0,032717	0,016358	2	0,699157
ad	0,000163	2,465246	0,225713	1	66,426294
Dressador	0,000501	2,482846	0,225713	1	62,625644
Ud x dressador	0,001595	0,063038	0,063038	3	17,286694
Ud x ad	0,000163	0,105338	0,105338	3	31,221623
Ud x ae	0,005498	0,062567	0,012513	4	14,328244

Tabela 4. 2 - Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Rt.

	Análise de Variância (ANOVA) – Rugosidade Rt				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,002522	33,595583	3,054144	1	6,274095
ae	0,254563	0,616317	0,308158	2	1,7133580
ad	0,002248	53,948283	4,904389	1	6,446025
Dressador	0,000204	22,504067	22,504067	1	29,577946
Ud x dressador	0,001796	70,747446	6,431586	3	6,791247
Ud x ad	0,000204	22,504067	22,504067	3	29,577946
Ud x ae	0,012327	1,035308	0,517654	4	6,116993

Tabela 4. 3 - Análise de variância (ANOVA) em relação ao valor de rugosidade Rz.

	Análise de Variância (ANOVA) – Rugosidade Rz				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,000008	48,507267	48,507267	1	61,741692
ae	0,752750	1,834558	0,917279	2	0,287898
ad	0,000043	5,189400	5,189400	1	42,428571
Dressador	0,031277	56,621983	5,147453	1	7,256267
Ud x dressador	0,031277	4,318017	4,318017	3	4,318017
Ud x ad	0,000073	4,932267	4,932267	3	37,673549
Ud x ae	0,000276	1m834558	0,917279	4	15,567679

A partir da análise estatística dos resultados foi possível verificar que os parâmetros de dressagem grau de recobrimento do rebolo, Fig. 4. 3 (a), Fig. 4. 4 (a) e Fig. 4. 5 (a), profundidade de dressagem, Fig. 4. 3 (b), Fig. 4. 4 (b) e Fig. 4. 5 (b), e tipo de dressador Fig. 4. 3 (c), Fig. 4. 4 (c) e Fig. 4. 5 (c), foram significativos para a variação dos resultados de rugosidade superficial Ra, Rt e Rz, pois os “p-valores” alcançados sob essas condições foram inferiores a $\alpha = 0,05$ e os valores do fator “F” foram maiores que 3,354.

Por outro lado, a mesma análise estatística mostrou que o parâmetro de entrada penetração de trabalho (a_e) não foi significativo para proporcionar uma variação sobre os valores de rugosidade, quando analisado isoladamente, haja vista que o “p-valor” determinado foi maior que $\alpha = 0,05$ e o valor do fato F foi menor de 3,354.

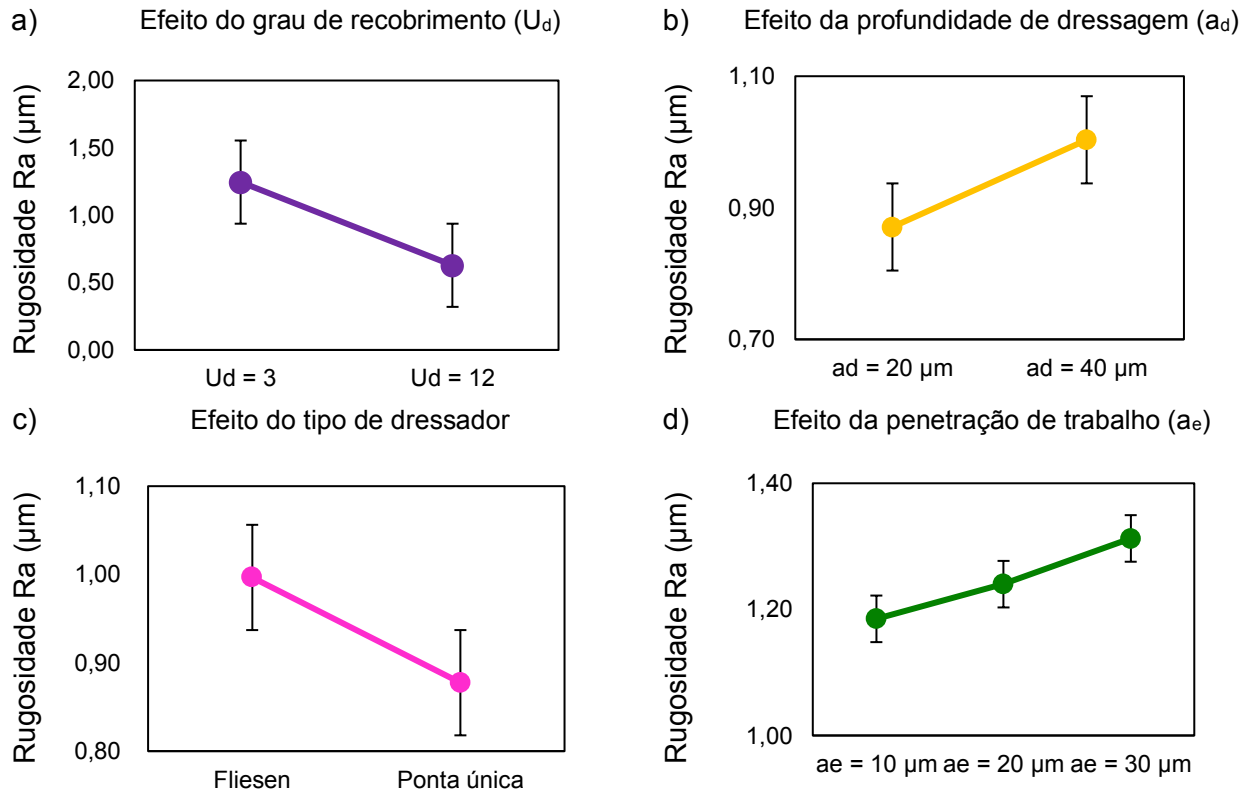


Figura 4. 3 – Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade R_a .

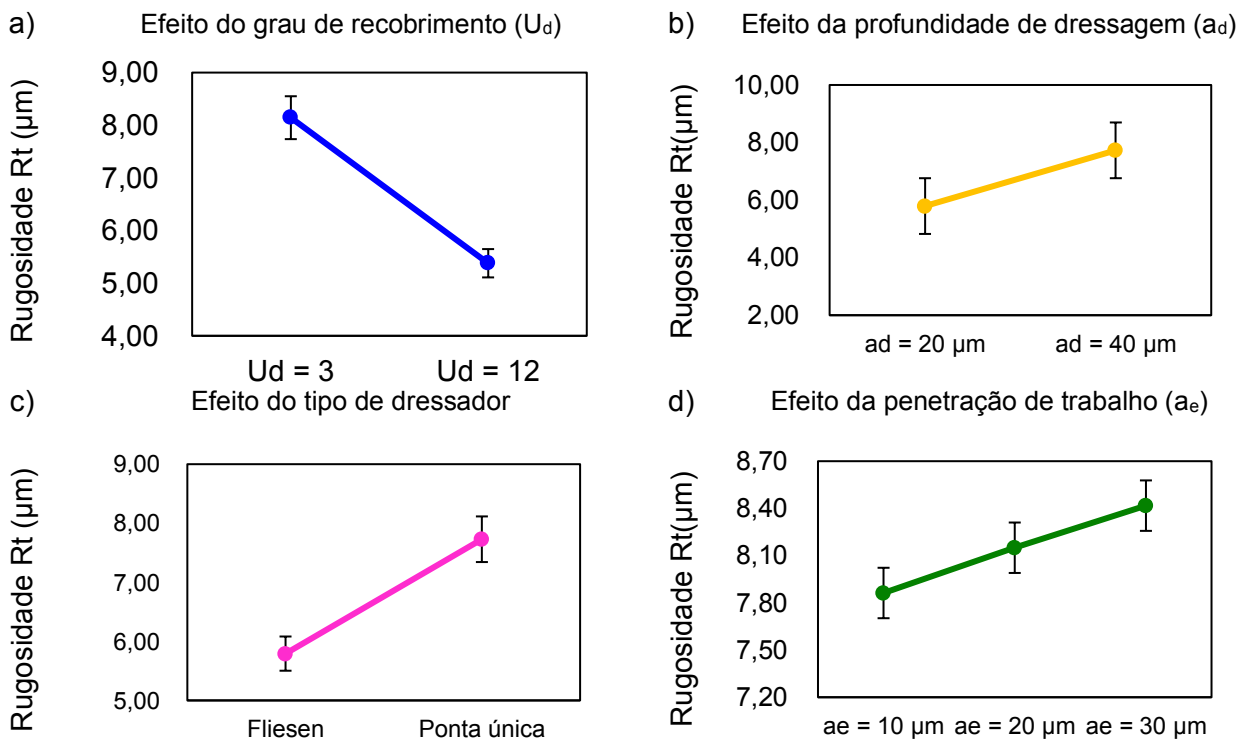


Figura 4. 4 - Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade R_t .

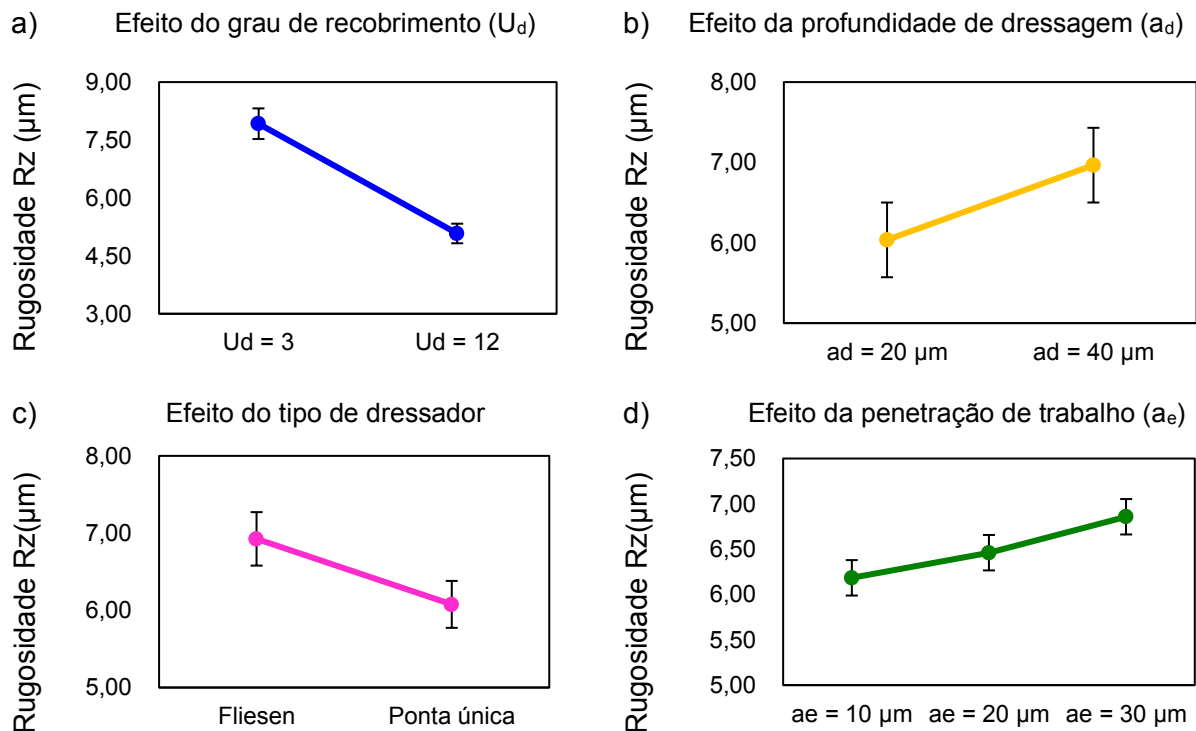


Figura 4. 5 - Efeitos do grau de recobrimento (a), profundidade de dressagem (b), tipo de dressador (c) e penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de rugosidade R_z .

Contudo, quando a análise estatística é desenvolvida conjuntamente, em especial, quando é analisada a combinação entre a penetração de trabalho e o grau de recobrimento do rebolo, os efeitos gerados sobre os valores de rugosidade R_a , R_t e R_z foram significativos.

A partir da análise dos resultados de rugosidade R_a , R_t e R_z , da análise de variância (ANOVA) e da variação percentual proporcionada pela mudança nas condições de dressagem e de penetração de trabalho, torna-se possível afirmar que os parâmetros grau de recobrimento, profundidade de dressagem e tipo de dressador exercem maior influência sobre a rugosidade superficial das amostras de Ti-6Al-4V retificadas. As maiores variações de rugosidade são observadas, de maneira genérica, quando há uma mudança no condicionamento do rebolo de SiC por meio da dressagem, de uma condição grosseira ($U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$ e dressador fliesen) para uma condição suave ($U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e dressador ponta única), sendo que a penetração de trabalho, isoladamente, não afeta de forma significativa nos resultados, apenas influencia nos resultados quando combinada com o grau de recobrimento.

Esses resultados podem ser explicados pelo fato de que a mudança no condicionamento do rebolo de uma condição grosseira (baixo U_d e alto a_d) para uma condição suave (alto U_d e baixo a_d) reduz a agressividade do rebolo, isto é, a capacidade do rebolo em remover material da peça é menor. Dessa forma, a retificação tende a uma condição de

acabamento fino proporcionando baixos valores de rugosidade superficial nas peças retificadas (DE OLIVEIRA, 2001).

Mukhopadyay e Kundu (2018) analisaram os efeitos que diferentes profundidades de dressagem poderiam provocar na retificabilidade da liga Ti-6Al-4V com rebolo de carbeto de silício. Diante dos resultados alcançados, os autores verificaram que, quando o rebolo foi dressado sob condições elevadas de profundidade de dressagem ($a_d = 25 \mu\text{m}$) e a uma condição a seco de lubrificação foram mensurados sobre as amostras, os maiores valores de rugosidade R_a ($1,66 \mu\text{m}$). Por outro lado, na presença da aplicação de um fluido de corte de base alcalina e a uma profundidade de dressagem de $5 \mu\text{m}$ foram registrados os menores valores de rugosidade R_a de todos os ensaios ($0,70 \mu\text{m}$). Os autores atribuem essa diferença de valores ao fato de que sob condições em que a profundidade de dressagem é maior, os abrasivos apresentam uma configuração mais frável, o que promove exposição de arestas mais pontiagudas o que favorece o cisalhamento de material. Com isso, a penetração de trabalho real tende a se aproximar, mas não se igualar, àquela penetração de trabalho teórica ajustada na máquina, e os grãos abrasivos tendem a remover mais material que com grãos abrasivos desgastados. É de se esperar que os sulcos formados na peça como consequência da passagem dos grãos abrasivos sobre a peça sejam mais profundos, o que reflete em maiores valores de rugosidade.

De acordo com Malkin e Guo (2008), os abrasivos de carbeto de silício são capazes de manter sua friabilidade por longos períodos de retificação em relação aqueles à base de alumina sintéticos; desta forma, mesmo quando eles são dressados sob condições agressivas em que o grau de recobrimento é baixo e a profundidade de dressagem é elevada, os abrasivos conseguem se manter afiados na estrutura dos rebolos por tempo mais longo, cujas arestas afiadas ao atuarem sobre a superfície das amostras produzem um elevado cisalhamento de material e deformações plásticas na superfície. Aliado ao fato de que os esforços de corte bem como a temperatura na zona de corte são elevados, e que a liga Ti-6Al-4V possui alta reatividade, baixa condutividade térmica e alta resistência mecânica, as superfícies retificadas tendem a apresentar uma textura de pior aspecto. Todavia, ao mudar somente o condicionamento do rebolo para condições suaves (alto grau de recobrimento e baixa profundidade de dressagem) houve uma mudança significativa nos macroefeitos e microefeitos, sendo que estes últimos, embora pequenos, exerceram influência sobre o acabamento suave gerado nas amostras, pois, segundo De Oliveira (2001) apud König (1980) quando os microefeitos são pequenos, as arestas dos abrasivos são menos pronunciadas e com isso geram sulcos nas peças com menores distâncias entre os picos e os vales durante a retificação. Nestas condições, os esforços de corte são menores. Por conseguinte, a

deformação plástica de material da peça tende a ser menor e a sua rugosidade superficial tende a ser baixa.

Em outros trabalhos na literatura, porém, a influência exercida pela penetração de trabalho foi significativa em termos de rugosidade. Um estudo desenvolvido por De Mello et al. (2017) os efeitos de diferentes condições de penetração de trabalho sobre o acabamento superficial de amostras retangulares da liga de titânio Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de carbeto de silício (SiC) foram avaliados, em termos de rugosidade superficial. Empregou-se um rebolo de especificação 39C46KVK e velocidades de corte e da peça iguais a 32 m/s e 6 m/min, respectivamente; e na presença de fluido de corte de base sintética e solúvel em água (especificação ME-3), o qual foi diluído em água a um percentual de 5 % e aplicado via a técnica convencional a uma vazão de 545 L/h. O parâmetro de corte variado nos ensaios foi a penetração de trabalho (a_e), 10 μm e 20 μm . Como parâmetros de saída foram analisados os parâmetros de rugosidade R_a (desvio médio aritmético) e R_t (distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no comprimento de avaliação). A partir dos resultados alcançados e analisados, os autores observaram que houve uma redução nos valores de rugosidade R_a e R_t com o aumento da penetração de trabalho de $a_e = 10 \mu\text{m}$ para $a_e = 20 \mu\text{m}$. De acordo com os autores, sob a condição de $a_e = 10 \mu\text{m}$ houve uma maior deformação plástica, em função das características típicas dessa liga quando submetida a altas temperaturas, tais como as desenvolvidas ao longo da retificação.

Portanto, diante da análise dos resultados deste presente trabalho em termos estatísticos, a condição operacional que proporciona os menores valores de rugosidade R_a , R_t e R_z , independentemente da penetração de trabalho (a_e) empregada, é submeter o rebolo de SiC a uma dressagem mediante a ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$.

4.2 Imagens de MEV

Após a realização dos ensaios de retificação, a superfície de retificada de cada uma das amostras da liga Ti-6Al-4V foi analisada no microscópio eletrônico de varredura (MEV) a partir do qual foi possível obter imagens dessas regiões a fim de analisar os efeitos proporcionados pelas diferentes condições de dressagem do rebolo de SiC e de penetração de trabalho, em termos da textura e acabamento superficial.

Nas Figuras 4. 6 (a), (b) e (c) encontram-se dispostas imagens das superfícies retificadas com o rebolo de SiC condicionado mediante a ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, sob as penetrações de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$, respectivamente.

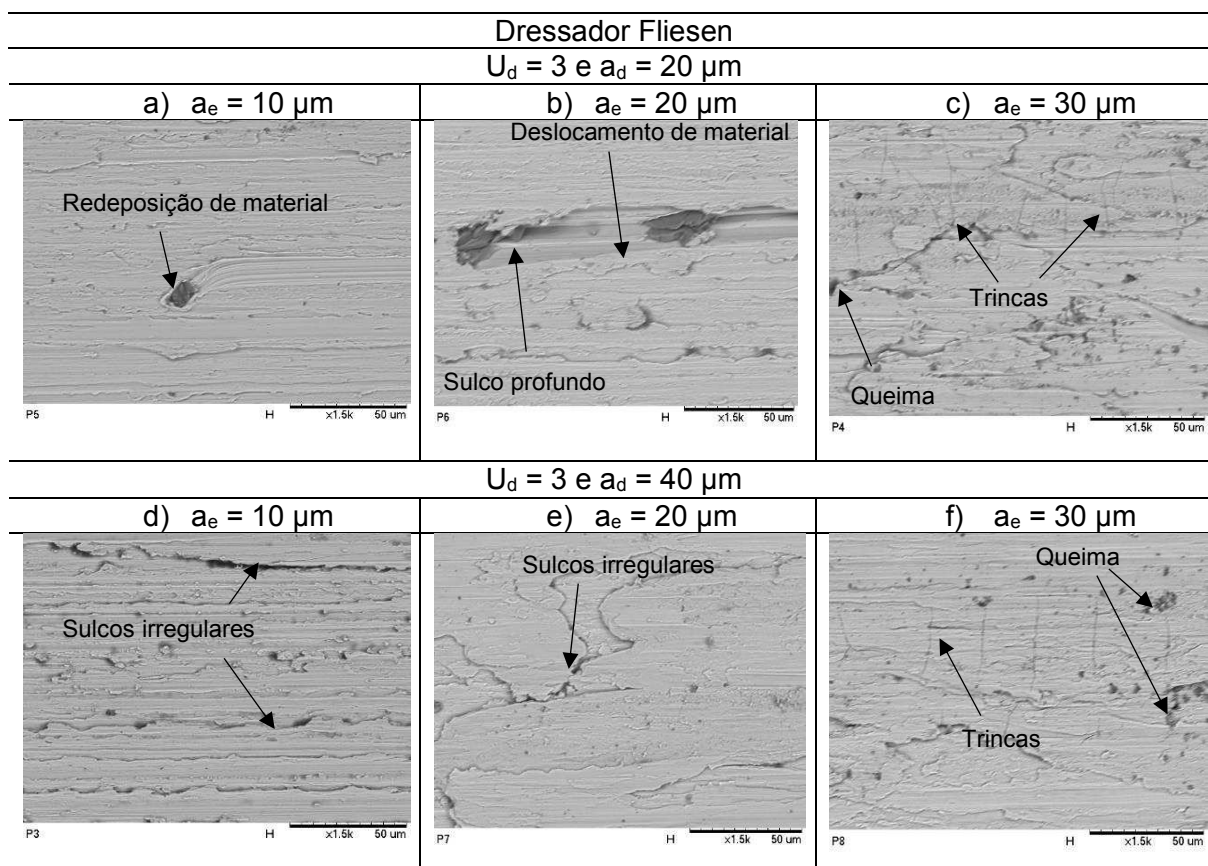


Figura 4. 6 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador fliesen nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$.

Por outro lado, nas Fig. 4. 6 (d), (e) e (f) estão contidas imagens das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas pela ação do rebolo de SiC condicionado, igualmente, pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, mas a uma profundidade de dressagem maior, equivalente a $a_d = 40 \mu\text{m}$, sob as respectivas condições de penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$.

De acordo com as imagens obtidas é possível verificar que nas Fig. 4. 6 (a) e (b) a mudança na penetração de trabalho não proporcionou variações expressivas em termos de textura, haja vista que, sob a condição de menor penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$), Fig. 4. 6 (a) detectou-se redeposição de material e alguns sulcos irregulares; na condição intermediária de penetração de trabalho ($a_e = 20 \mu\text{m}$), Fig. 4. 6 (b), além de ser observado sulcos irregulares, foi constatado destacamento de material da peça, enquanto na condição de maior penetração de trabalho ($a_e = 30 \mu\text{m}$), Fig 4. 6 (c), além de sulcos irregulares, foram constatadas evidências de queima e trincas de origem térmica. Ou seja, a mudança na condição de penetração de trabalho não influenciou na textura das amostras.

Em contrapartida, ao mudar a profundidade de dressagem de $a_d = 20 \mu\text{m}$ para $a_d = 40 \mu\text{m}$, o acabamento superficial das amostras ficou ainda mais comprometido, independentemente da condição de penetração de trabalho adotada nos ensaios.

De acordo com a Fig. 4. 6 (d), a uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, foram constatadas marcas de sulcos irregulares, tal como na Fig. 4. 6 (b), em que a penetração de trabalho foi intermediária e igual a $a_e = 20 \mu\text{m}$. Já na Fig. 4. 6 (f), em que a penetração de trabalho foi $a_e = 30 \mu\text{m}$ além de sulcos irregulares foram detectadas trincas de origem térmica. Assim, é possível constatar que ao empregar a maior profundidade de dressagem ($a_d = 40 \mu\text{m}$), combinada com um grau de recobrimento agressivo ($U_d = 3$), o acabamento superficial da liga Ti-6Al-4V fica mais comprometido, em função das evidências de sulcos irregulares e trincas de origem térmica constatados, em especial sob a maior condição de penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$. De acordo com as imagens, a análise isolada do parâmetro penetração de trabalho não demonstra uma influencia significativa sobre a textura das superfícies retificadas, mas ao analisar esse parâmetro em conjunto com as condições de dressagem, a influência exercida em termos de acabamento superficial é mais evidente.

Nas Figuras 4. 7 (a), (b) e (c) estão as imagens das superfícies retificadas de Ti-6Al-4V com rebolo de SiC condicionado pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento mais suave, $U_d = 12$, a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, nas respectivas condições de penetração de trabalho: $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$. A partir das imagens, é possível observar que sob as três condições de penetração de trabalho, a textura das superfícies mais uniforme, do que o observado nas Fig. 4. 6 (a), (b) e (c).

Nas Figuras 4. 7 (a), (b) e (c), os sulcos gerados pela ação dos abrasivos de SiC foram mais orientados, com algumas evidências de deslocamento lateral de material sob as condições de $a_e = 10 \mu\text{m}$, Fig. 4. 7 (a) e $a_e = 20 \mu\text{m}$, Fig. 4. 7 (c), sendo que na condição mais severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, foram verificadas algumas evidências de material aderido, Fig. 4. 7 (c). De uma forma genérica, a mudança nas condições de penetração de trabalho não influenciou de maneira significativa no acabamento superficial das amostras, as quais foram retificadas sob uma condição suave de dressagem ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$) e pela ação do dressador fliesen.

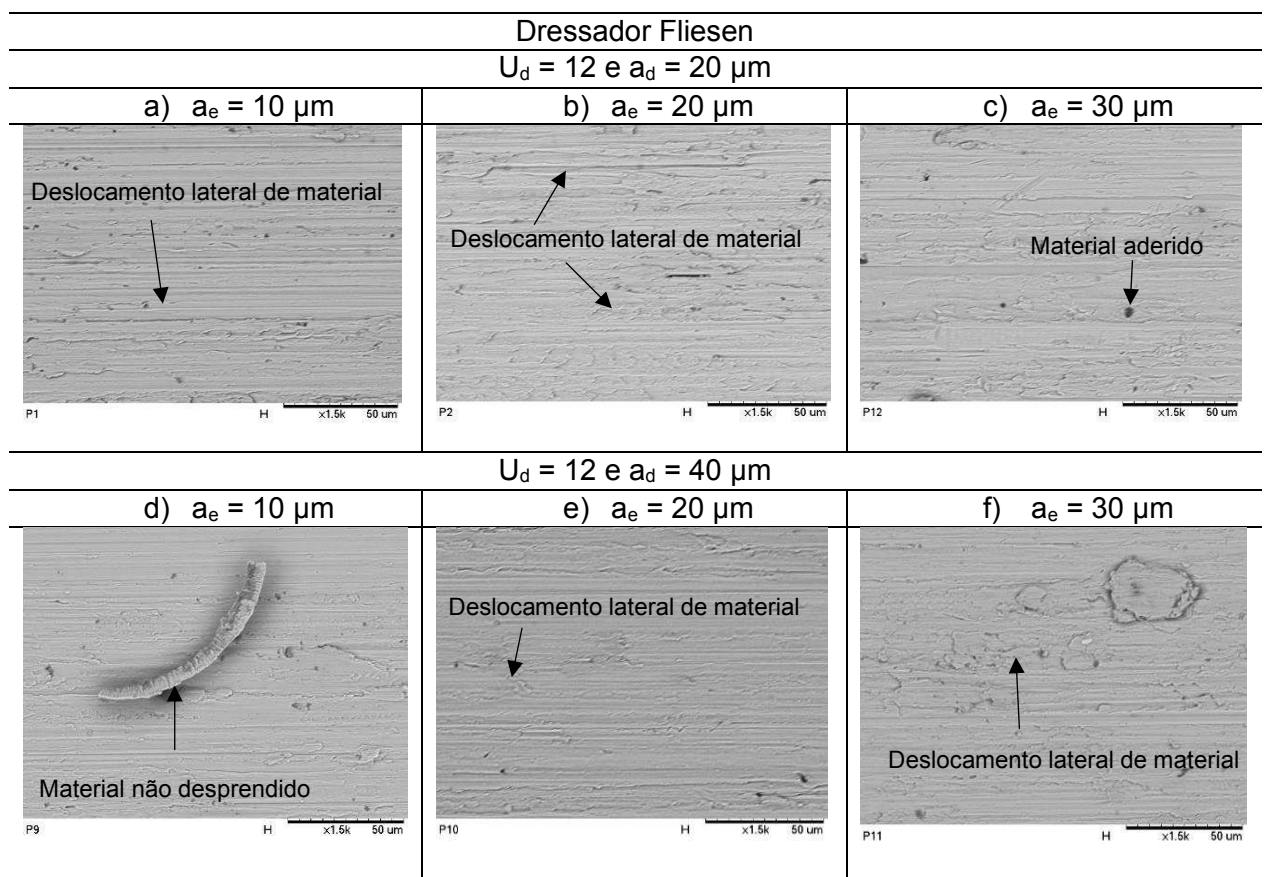


Figura 4. 7 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador fliesen nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$.

Inclusive, quando houve um aumento na profundidade de dressagem para $a_d = 40 \mu\text{m}$, mantendo-se o mesmo dressador fliesen e o grau de recobrimento $U_d = 12$, não foram observadas variações em termos de acabamento superficial nas amostras de Ti-6Al-4V retificadas em diferentes condições de penetração de trabalho, Fig. 4. 7 (d), (e) e (f). Na Fig. 4. 7 (a), encontra-se representada a imagem de uma superfície retificada a uma condição branda de penetração de trabalho, $a_e = 10 \mu\text{m}$, na qual é possível observar sulcos oriundos

da ação dos abrasivos de SiC majoritariamente orientados, e uma evidência de material não desprendido. Na Fig. 4. 7 (e), em que a penetração de trabalho utilizada foi intermediária ($a_e = 20 \mu\text{m}$) os sulcos apresentaram-se orientados e uniformes com algumas indicações de deslocamento lateral de material, tal como o também constatado na condição de penetração de trabalho mais severa, $a_e = 30 \mu\text{m}$, Fig. 4. 7 (f).

Sob outra perspectiva, nas Fig. 4. 8 (a), (b) e (c) encontram-se representadas as texturas das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com o mesmo rebolo de SiC, mas condicionado pela ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, em três diferentes condições de penetração de trabalho: $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$, respectivamente.

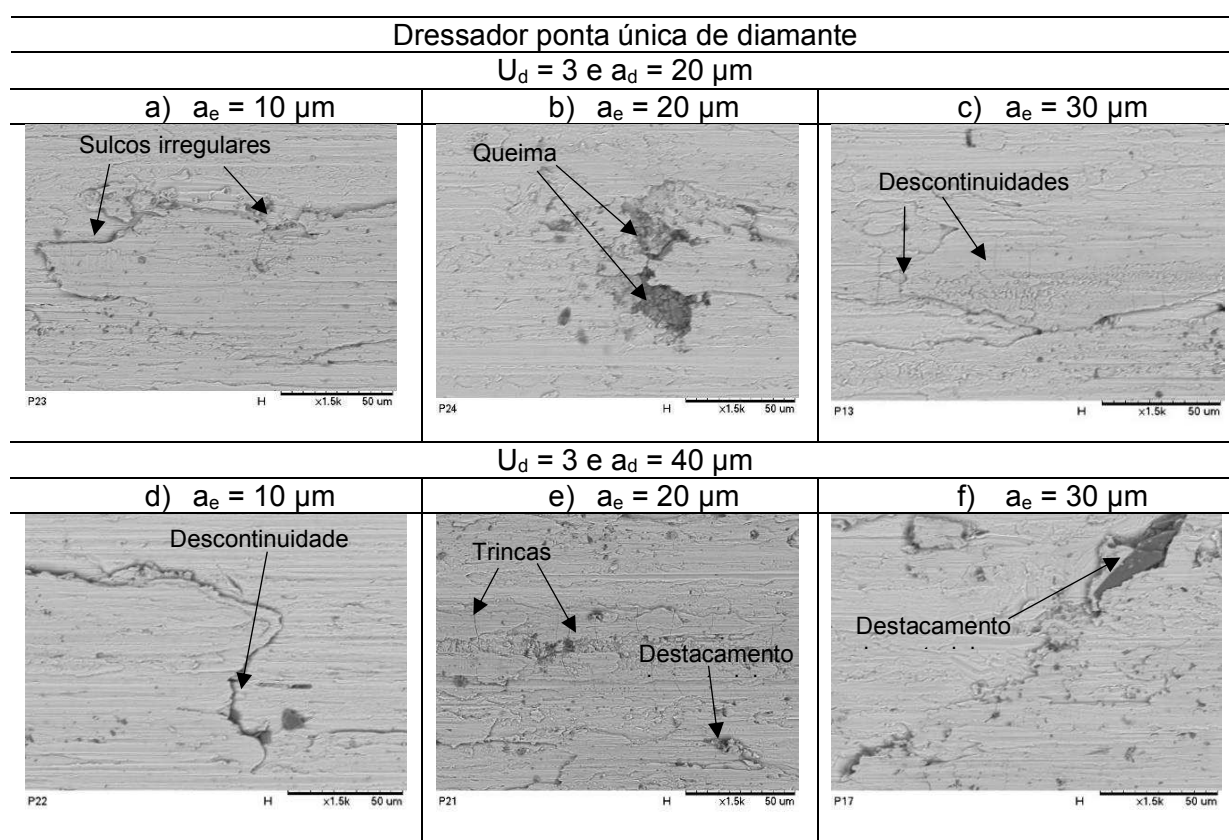


Figura 4. 8 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ com dressador ponta única nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$.

De acordo com a Fig. 4. 8 (a), foram constatados alguns sulcos irregulares dispostos ao longo da superfície retificada a um $a_e = 10 \mu\text{m}$, enquanto sob uma condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, evidências de queima foram detectadas, Fig. 4. 8 (b).

A uma condição de penetração de trabalho mais severa, $a_e = 30 \mu\text{m}$, algumas descontinuidades destacaram-se, Fig. 4. 8 (c). Ou seja, sob as três condições de penetração de trabalho descritas anteriormente, as texturas superficiais analisadas foram semelhantes.

Todavia, ao alterar a profundidade de dressagem para $a_d = 40 \mu\text{m}$, mantendo-se o grau de recobrimento em $U_d = 3$ e o dressador ponta única de diamante, verificou-se que o acabamento superficial ficou mais comprometido em termos de qualidade, sob as três condições de penetração de trabalho empregadas, Fig. 4. 8 (d), (e) e (f).

Na Figura 4. 8 (d) a textura da liga Ti-6Al-4V retificada mostrou-se bastante irregular com a presença de severas descontinuidades, mesmo a uma penetração de trabalho branda, $a_e = 10 \mu\text{m}$. A uma condição intermediária de penetração de trabalho ($a_e = 20 \mu\text{m}$) a superfície apresentou uma textura igualmente comprometida com algumas evidências de trincas e destacamento de material, Fig. 4. 8 (e) assim como sob a condição em que $a_e = 30 \mu\text{m}$, Fig. 4. 8 (f).

No entanto, ao mudar o condicionamento do rebolo, por meio da ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, a textura das superfícies analisadas apresentou um aspecto uniforme e orientado, nas três condições de penetração de trabalho adotadas, $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$, Fig. 4. 9 (a), (b) e (c), respectivamente.

Ao realizar a usinagem com essas três condições de penetração de trabalho observou-se que os sulcos proporcionados pela ação dos abrasivos de SiC foram, em geral, orientados, independentemente da condição de penetração de trabalho adotada.

Mesmo ao mudar a profundidade de dressagem para $a_d = 40 \mu\text{m}$, mantendo-se o mesmo tipo de dressador e o mesmo valor de grau de recobrimento, a penetração de trabalho não foi suficiente para proporcionar alterações superficiais.

Na Fig. 4. 9 (d) os sulcos foram em geral orientados, mas um pouco mais profundos aparentemente do que o observado na Fig. 4. 9 (a), em que a profundidade de dressagem foi menor, $a_d = 20 \mu\text{m}$. Na Figura 4. 9 (e) foram detectadas algumas evidências de destacamento de material, e na Fig. 4. 9 (f) alguns sulcos irregulares foram constatados.

De maneira genérica, nas Fig. 4. 9 (d), (e) e (f), a textura superficial ficou um pouco mais comprometida, em função da mudança na penetração de trabalho, em comparação com as imagens das Fig. 4. 9 (a), (b) e (c).

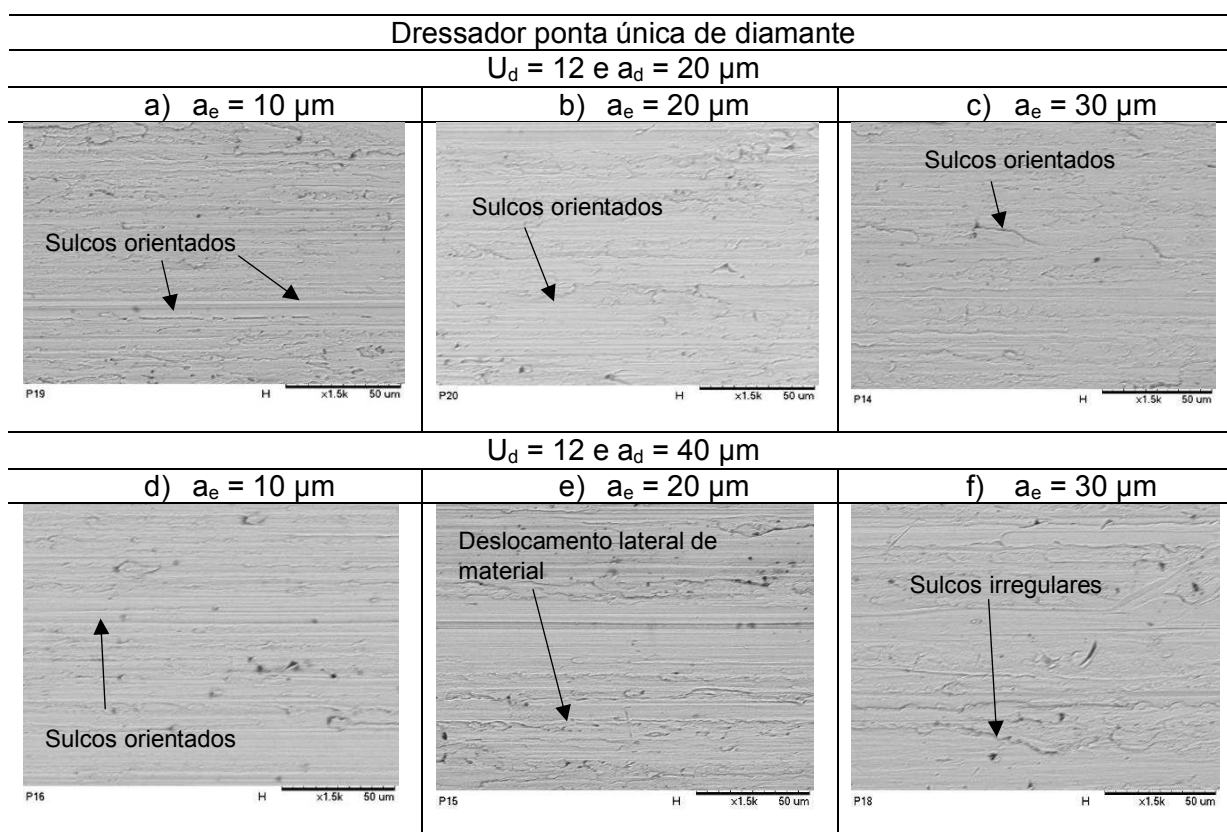


Figura 4. 9 - Imagens de MEV das superfícies de Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado a um grau de recobrimento $U_d = 12$ com dressador ponta única nas condições: (a) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (b) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (c) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$; (d) $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (e) $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$; (f) $a_e = 30 \mu\text{m}$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$.

Em termos de tipo de dressador, ao comparar as Fig. 4. 6 (a), (b), (c), (d), (e) e (f) e 4. 7(a), (b), (c), (d), (e) e (f) com as Fig. 4. 8 (a), (b), (c), (d), (e) e (f) e 4. 9(a), (b), (c), (d), (e) e (f), é possível verificar que de maneira geral a ação do dressador fliesen sobre o rebolo de SiC proporcionou uma superfície de corte no rebolo mais friável, haja vista que quando essa superfície atuou sobre as amostras de Ti-6Al-4V gerou sulcos mais profundos, destacamento e deslocamento de material mais evidentes assim como trincas de origem térmica. Como esse tipo de dressador possui mais de uma ponta de diamante, essas ao atuarem sobre a superfície de corte do rebolo produzem macroefeitos e microefeitos mais agressivos, sobretudo quando utilizados um grau de recobrimento baixo ($U_d = 3$) e uma profundidade de dressagem alta ($a_d = 40 \mu\text{m}$) (DE OLIVEIRA, 2001; GODINO et al., 2019).

Sobretudo em rebolos de carbeto de silício que apresentam a capacidade de gerar arestas afiadas quando fraturados (maior friabilidade que aqueles a base de alumina), Malkin e Guo (2008), a ação de um dressador do tipo fliesen corrobora na geração de uma superfície

de corte com abrasivos friáveis e assim este rebolo passa a apresentar um comportamento mais agressivo, ou seja, a sua capacidade de remoção de material da peça é maior.

Segundo De Oliveira (2001) e König (1980) quanto mais agressivo é o comportamento do rebolo após a dressagem, mais o processo de retificação tende a uma condição de desbaste, isto é, condição em que ao mesmo tempo que a remoção de material da peça é elevado, o acabamento superficial tende a ficar mais comprometido, em razão das altas temperaturas geradas pelo processo e dos esforços de corte necessários para o cisalhamento do material. Em específico ao longo da retificação de um material como a liga Ti-6Al-4V, a qual é considerada de difícil usinabilidade, pois possui resistência mecânica em altas temperaturas (1 600 MPa), condutividade térmica inferior à de ligas de níquel, aços e ferros fundidos ($6,6 \text{ W. (m.K)}^{-1}$) e têm a capacidade de encruar facilmente quando submetidas a deformações plásticas.

Dessa forma, essas propriedades e características da liga Ti-6Al-4V combinadas com a ação de um rebolo condicionado pela ação de um dressador que proporciona uma superfície de corte mais friável, culminam em superfícies retificadas com a textura superficial comprometida em termos de qualidade. Por outro lado, quando foi utilizado um dressador ponta única de diamante, Fig. 4. 8 (a), (b), (c), (d), (e) e (f) e 4. 9(a), (b), (c), (d), (e) e (f), o rebolo de SiC apresentou uma superfície de corte menos agressiva, sobretudo quando empregados parâmetros de dressagem como $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$. Godino et al., 2019 afirmam que a ação do dressador ponta única de diamante na dressagem de rebolos convencionais produz superfícies menos friáveis em comparação com a ação de outros tipos de dressadores, a exemplo do fliesen.

Assim, a combinação da ação de um dressador ponta única de diamante, com parâmetros de dressagem mais suaves, isto é, alto grau de recobrimento ($U_d = 12$) e baixa profundidade de dressagem ($a_d = 20 \mu\text{m}$) são capazes de produzir uma superfície de corte no rebolo menos agressiva, e, dessa maneira, a retificação tende a uma condição de acabamento, em que a remoção de material da peça é menor; ou seja, o acabamento superficial produzido é de maior qualidade (DE OLIVEIRA, 2001).

A partir das imagens das Fig. 4. 9 (a), (b) e (c) é possível afirmar que a combinação do uso de um dressador ponta única de diamante, com um grau de recobrimento alto, $U_d = 12$, e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ para a dressagem do rebolo de SiC (#46) foi capaz de produzir no mesmo uma superfície de corte pouco agressiva em termos de macroefeitos e microefeitos. Consequentemente, as temperaturas geradas na zona de corte não foram suficientes para gerar trincas, marcas de queima e destacamento de material, assim como a ação dos abrasivos durante o cisalhamento de material da peça não foi

suficiente para provocar sulcos profundos e deslocamento lateral de material. Via de regra, nas três condições de penetração de trabalho, a textura das superfícies foi bastante regular.

Mukhopadhyay e Kundu (2019) afirmaram em seu trabalho realizado na retificação da liga Ti-6Al-4V com rebolo de carbetto de silício, em condições que levam ao desenvolvimento de altas temperaturas na zona de retificação, por conta da baixa capacidade do material em dissipar calor (6,6 W/m.K a 20 °C), pela sua alta reatividade com o carbetto de silício em temperaturas elevadas, e pela sua capacidade de manter a dureza em altas temperaturas, que a retificabilidade da liga de titânio torna-se comprometida. Isso resulta em superfícies retificadas com material aderido, deslocamento lateral de material, destacamento ou arrancamento de material da peça, em função da adesão química ocorrida com o carbetto de silício (material do rebolo), sulcos de orientação irregular, evidências de queima e a visualização de trincas de origem térmica perpendiculares ao sentido de retificação (trincas de característica trativa).

Kacalak et al. (2017) igualmente visualizaram irregularidades na superfície de amostras da liga Ti-6Al-4V após a retificação com rebolo de óxido de alumínio em condições que levaram a altas temperaturas desenvolvidas na zona de corte. Segundo os autores, quando o fluido de corte não exerce de forma eficiente a sua capacidade de refrigeração, altas temperaturas são desenvolvidas na zona de corte. Assim, as superfícies retificadas tendem a apresentar sulcos profundos e regiões com destacamento de material, em função das propriedades da própria liga de titânio, anteriormente mencionadas.

Em outro estudo desenvolvido por Setti et al. (2015) a respeito da retificabilidade da liga Ti-6Al-4V com rebolo de carbetto de silício e mediante a adição de diferentes nanopartículas no fluido de corte, os autores observaram que nas condições mais severas de usinagem, em que não havia a presença de fluido de corte, o acabamento superficial das amostras ficou bastante comprometido, com a presença de deslocamento lateral de material, redeposição de material e indícios de queima, enquanto que nas condições mais amenas em que nanopartículas de CuO (óxido de cobre) e Al₂O₃ (óxido de alumínio) foram adicionadas ao fluido aplicado via técnica MQL o acabamento superficial melhorou, ao que foi atribuído a melhoria na capacidade de lubrificação proporcionada pelas nanopartículas de CuO. Com isso, foram exigidos menores esforços de corte e menores temperaturas desenvolvidas na zona de corte, levando a uma melhor qualidade superficial da liga Ti-6Al-4V.

Dessa forma, a partir dos resultados alcançados os quais foram comparados com informações disponíveis na literatura, é possível afirmar que para assegurar uma melhor qualidade superficial à liga Ti-6Al-4V o mais recomendável é selecionar um dressador ponta única de diamante para dressar o rebolo de carbetto de silício a uma condição suave, em que

o grau de recobrimento é alto ($U_d = 12$) e a profundidade de dressagem é baixa ($a_d = 20 \mu\text{m}$), independentemente da penetração de trabalho empregada (a_e).

4.3 Microdureza

Ao final dos ensaios experimentais de retificação com rebolo de SiC (#46) em amostras da liga Ti-6Al-4V sob diferentes condições operacionais, foram desenvolvidas medições de microdureza na superfície secundária de cada amostra, conforme descrito na seção 3.7.4.

A partir das medições e da análise dos resultados foi possível a obtenção das curvas de microdureza, para cada uma das condições operacionais realizadas. As curvas de microdureza alcançadas em função da distância abaixo das superfícies retificadas de Ti-6Al-4V nas situações em que o rebolo de SiC foi condicionado pela ação do dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, sob as três condições de penetração de trabalho adotadas ao longo dos ensaios, $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$, encontram-se representadas na Fig. 4.10 (a).

De acordo com as curvas da Fig. 4.10 (a), na condição de retificação a uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, a variação de microdureza a partir de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[423 \pm 2]$ HV e atingiu o valor de referência do material (a dureza média da liga Ti-6Al-4V) a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$. Na condição em que a penetração de trabalho ao longo dos ensaios foi de $a_e = 20 \mu\text{m}$, inicialmente o valor de microdureza foi de $[440 \pm 2]$ HV, a uma profundidade de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície, sendo que o valor de referência do material foi alcançado igualmente a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$. Nessa mesma perspectiva, nos ensaios realizados a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, a microdureza medida a partir de $30 \mu\text{m}$ da superfície retificada foi equivalente a $[460 \pm 2]$ HV, a qual atingiu a estabilidade, ou o valor de referência do material, a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$.

Por outro lado, na Fig. 4.10 (b) estão descritas as curvas relativas aos ensaios de retificação com rebolo condicionado a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, sob a ação do dressador fliesen, nas três diferentes condições de penetração de trabalho. A partir dessas curvas é possível verificar que houve pouca variação nos valores de microdureza obtidos entre as três condições de penetração de trabalho. Sob a condição em que $a_e = 10 \mu\text{m}$, inicialmente a microdureza apresentou um valor de $[400 \pm 2]$ HV a uma profundidade de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada e atingiu o valor de referência do material a uma profundidade de $150 \mu\text{m}$, Fig. 4.10 (b).

Na condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, inicialmente o valor de microdureza alcançado foi de $[415 \pm 2]$ HV, sendo que o valor de referência foi alcançado a uma profundidade de $120 \mu\text{m}$, Fig. 4.10 (b), e, sob a condição mais severa de penetração

de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, o valor de microdureza mensurado próximo a superfície retificada foi de $[421 \pm 2] \text{HV}$, o qual atingiu a estabilidade a uma profundidade de $180 \mu\text{m}$, Fig. 4. 10 (b).

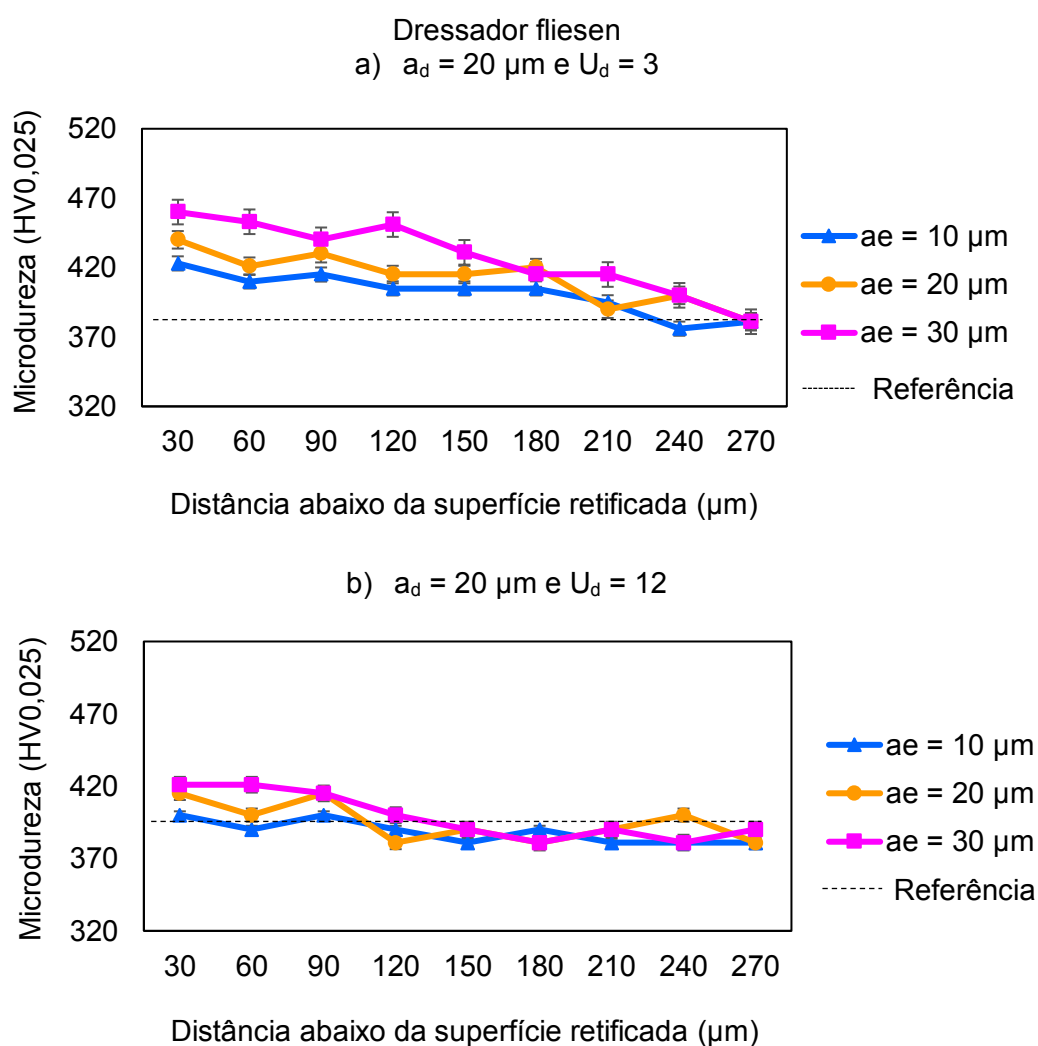


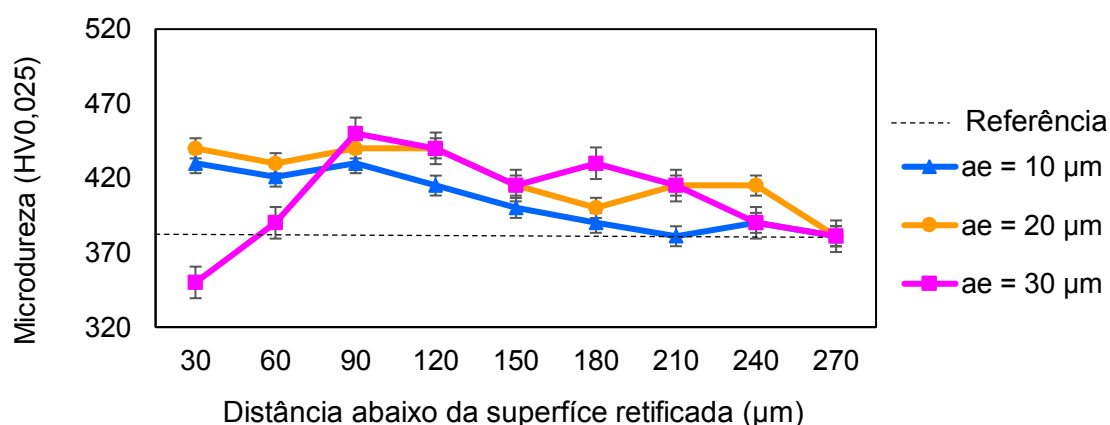
Figura 4. 10 – Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.

Nesse seguimento, na Figura 4. 11 (a) são apresentadas as curvas de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada com rebolo de SiC (#46) dressado pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de

dressagem maior, equivalente a $a_d = 40 \mu\text{m}$, nas três diferentes condições de penetração de trabalho adotadas $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$.

Na condição de penetração de trabalho mais branda, $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de microdureza mensurado a partir de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[430 \pm 2]$ HV, sendo que a variação se estendeu até uma profundidade de $210 \mu\text{m}$. Na condição de penetração de trabalho intermediária, $a_e = 20 \mu\text{m}$, verificou-se um valor de microdureza de $[440 \pm 2]$ HV a uma profundidade de $30 \mu\text{m}$ a partir da superfície retificada, estendendo-se a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$, na qual o valor de dureza de referência do material ($[381 \pm 2]$ HV) foi alcançado.

Dressador fliesen
a) $a_d = 40 \mu\text{m}$ e $U_d = 3$



b) $a_d = 40 \mu\text{m}$ e $U_d = 12$

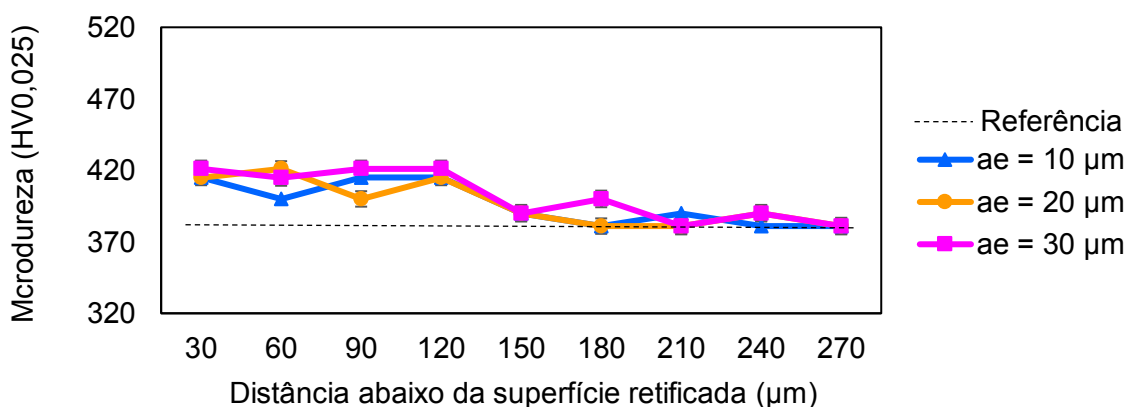


Figura 4. 11 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.

Contudo, sob a condição mais severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, observou-se que próximo a superfície retificada houve uma diminuição da microdureza em relação ao valor de referência do material, ou seja, um amolecimento ou *softening*. A uma profundidade de $30 \mu\text{m}$, o valor de microdureza alcançado foi de $[350 \pm 2] \text{HV}$ sendo que até uma profundidade de $90 \mu\text{m}$ ocorreu um aumento na microdureza até o valor de $[450 \pm 2] \text{HV}$. A partir dessa profundidade até uma distância de $270 \mu\text{m}$, uma queda na microdureza até o valor de referência do material foi constatada, Fig. 4. 11 (a).

Ao mudar o grau de recobrimento do rebolo para $U_d = 12$, mantendo-se a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$ e o dressador fliesen, Fig. 4. 11 (b), observou-se que as curvas de microdureza referentes a cada um dos valores de penetração de trabalho adotados foram próximas entre si.

A uma condição branda de penetração de trabalho, $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de microdureza mensurado a uma profundidade de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[415 \pm 2] \text{HV}$ e estendeu-se a uma profundidade de $180 \mu\text{m}$, na qual o valor de referência da liga Ti-6Al-4V foi alcançado ($[381 \pm 2] \text{HV}$). Em uma condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, o valor de microdureza medido logo abaixo da superfície retificada foi igualmente $[415 \pm 2] \text{HV}$, estendendo-se a uma profundidade de $180 \mu\text{m}$, enquanto a uma condição severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, o valor de microdureza em regiões próximas a superfície retificada foi de $[421 \pm 2] \text{HV}$ estendendo-se a uma profundidade de $210 \mu\text{m}$.

Sob essa perspectiva, nas Fig. 4. 12 (a) e (b) estão dispostas as curvas de microdureza, em função da distância abaixo da superfície retificada, das amostras de Ti-6Al-4V usinadas com rebolo de SiC condicionado por meio da ação do dressador ponta única de diamante. Em específico na Fig. 4. 12 (a), estão as curvas de microdureza relativas aos ensaios realizados com rebolo dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, nas três diferentes condições de penetração de trabalho adotadas, $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$.

Na condição em que foi utilizado um valor mais brando de penetração de trabalho, $a_e = 10 \mu\text{m}$, Fig. 4. 12 (a), o valor de microdureza obtido em uma região a $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[415 \pm 3] \text{HV}$, sendo que o valor de referência do material ($[381 \pm 3] \text{HV}$) é alcançado a uma profundidade de $210 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada. Na condição em que a penetração de trabalho foi intermediária, $a_e = 20 \mu\text{m}$, o valor de microdureza em regiões próximas a superfície usinada foi $[415 \pm 3] \text{HV}$, e essa variação estendeu-se até uma profundidade de $210 \mu\text{m}$, região na qual o valor de microdureza do material foi atingido, Fig. 4. 12 (a). E, na condição em que a penetração de trabalho empregada foi de $a_e = 30 \mu\text{m}$, inicialmente o valor de microdureza mensurado em regiões

próximas a zona de retificação foi de $[432 \pm 2]$ HV, sendo que o valor de referência do material foi alcançado a uma profundidade de 240 μm .

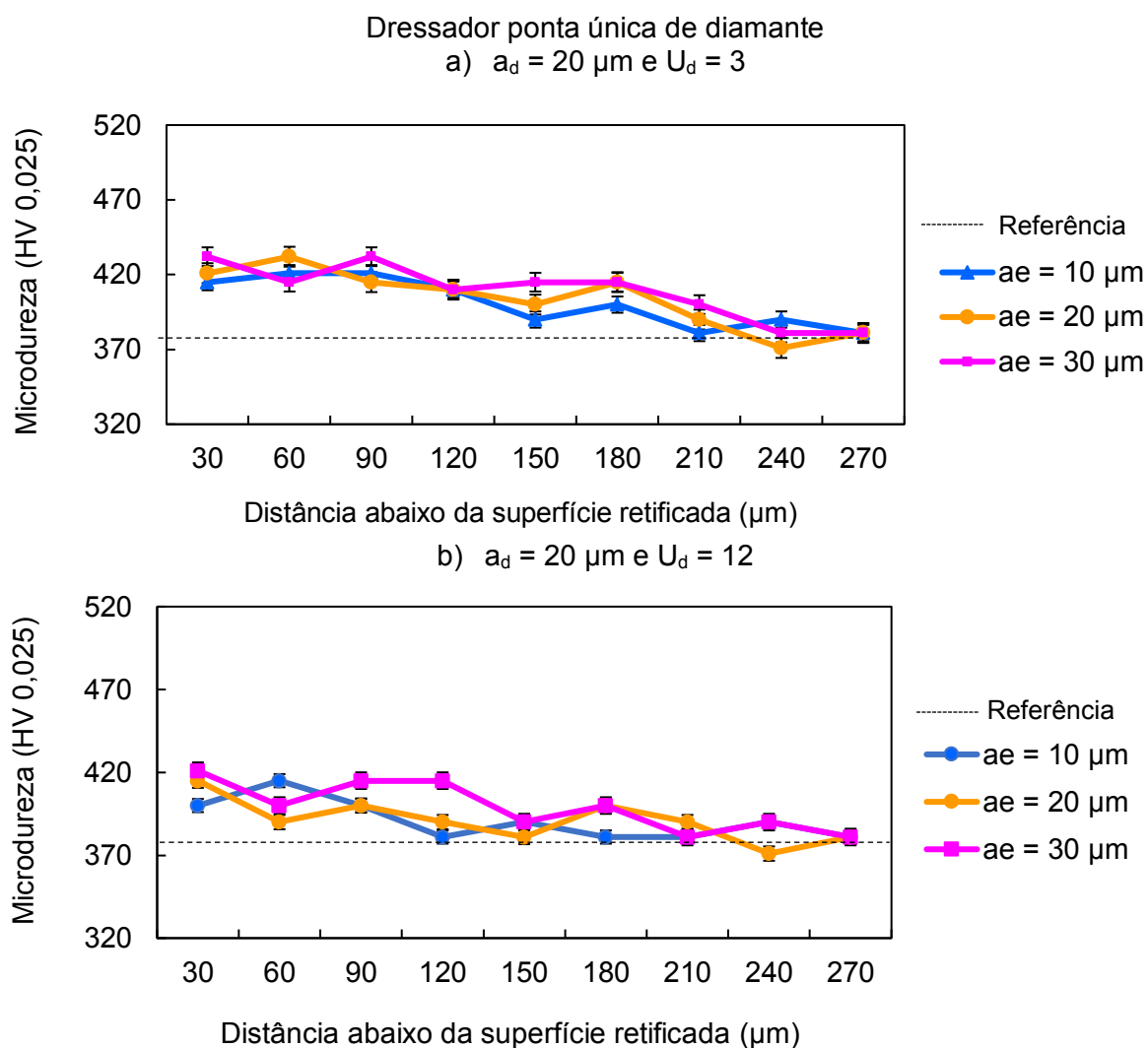


Figura 4. 12 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador ponta única de diamante a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.

De forma genérica, ao analisar as três curvas apresentadas na Fig. 4. 12 (a), foi possível observar que apresentaram um comportamento muito semelhante com valores muito próximos entre si. Um comportamento semelhante foi constatado nas condições em que o rebolo de SiC foi dressado pela dressador ponta única de diamante, porém a um grau de

recobrimento maior, $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, conforme representado na Fig. 4. 12 (b).

Na Figura 4. 12 (b) estão representadas as três curvas de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada, nas três condições de penetração de trabalho empregadas e a partir dessas, é possível constatar que os valores de microdureza medidos foram próximos entre si. Na condição em que a penetração de trabalho empregada nos ensaios de retificação foi $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de microdureza mensurado a $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[400 \pm 2]$ HV, sendo que essa variação em relação ao valor de referência do material estendeu-se a uma profundidade de $120 \mu\text{m}$.

Na condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, o valor de microdureza obtido próximo a superfície usinada foi $[410 \pm 2]$ HV, atingindo a estabilidade em $150 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada, enquanto a uma condição severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, inicialmente o valor de microdureza medido foi de $[421 \pm 4]$ HV sendo que a estabilidade foi atingida a uma profundidade de $150 \mu\text{m}$, em que o valor de $[381 \pm 2]$ HV foi alcançado, Fig. 4. 12 (b).

Nesse seguimento, na Fig. 4. 13 (a) estão representadas as curvas de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada de amostras da liga Ti-6Al-4V retificadas com rebolo de SiC dressado pela ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, sob as três condições de penetração de trabalho empregadas ao longo dos ensaios de retificação.

Dessa forma, foi possível observar que a uma condição em que $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de microdureza mensurado a uma distância abaixo da superfície igual a $30 \mu\text{m}$ foi equivalente a $[432 \pm 2]$ HV e essa variação de microdureza em relação ao valor de referência do material estendeu-se a uma profundidade de $210 \mu\text{m}$. Fig. 4. 13 (a).

Em uma condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, o valor inicialmente mensurado de microdureza foi $[440 \pm 3]$ HV, sendo que a estabilidade foi alcançada a uma distância de $240 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada, Fig. 4. 13 (a). Já sob a condição em que $a_e = 30 \mu\text{m}$, o valor inicial de microdureza medido foi $[451 \pm 3]$ HV, em que a variação de microdureza prevaleceu até uma profundidade de $240 \mu\text{m}$, Fig. 4. 13 (a). De maneira geral, as três curvas apresentaram um comportamento muito semelhante em termos de variação de microdureza.

Contudo, ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, mantendo-se o dressador ponta única ao longo da dressagem do rebolo de SiC, e a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$, Fig. 4. 13 (b), foi possível verificar, igualmente, que o comportamento em termos de microdureza proporcionado pelas três condições de penetração de trabalho adotadas foi muito semelhante.

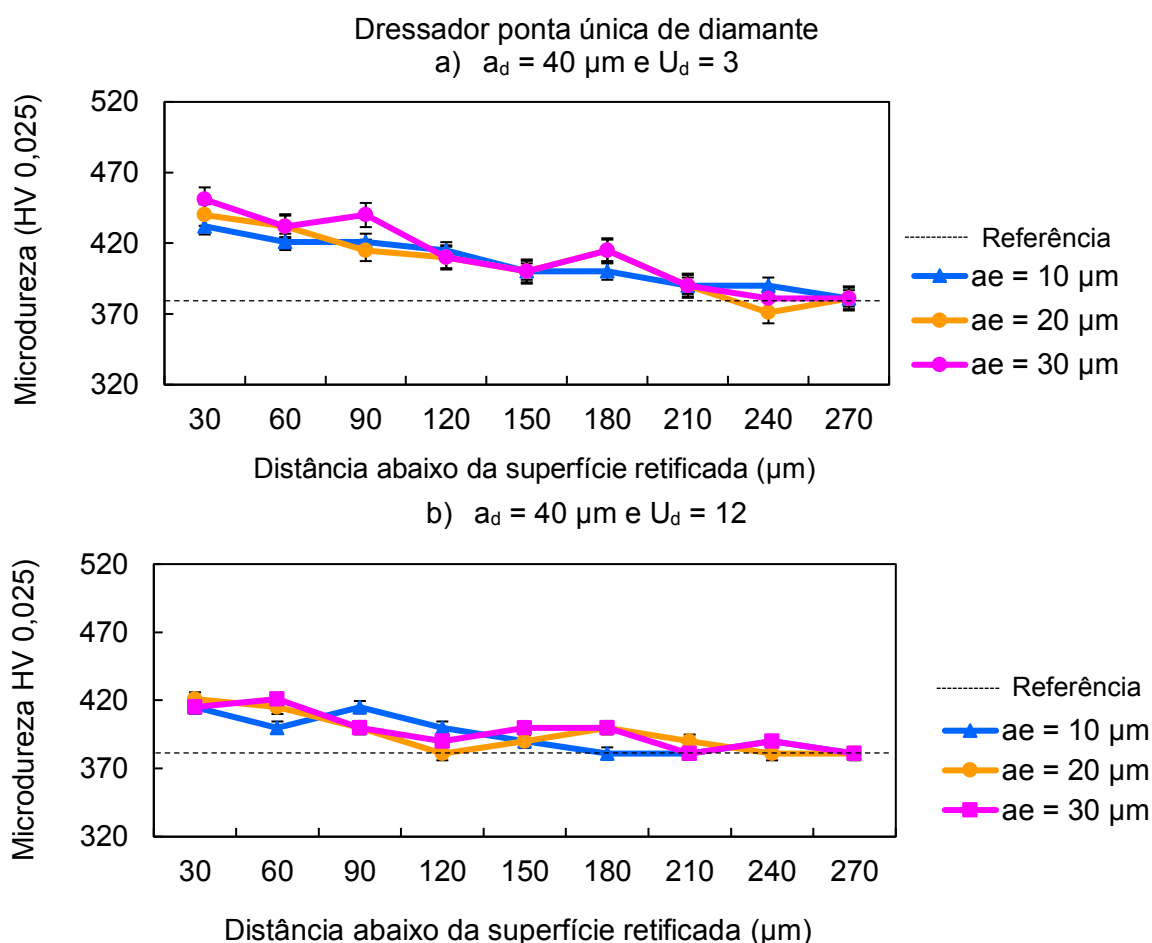


Figura 4. 13 - Valores de microdureza em função da distância abaixo da superfície retificada na condição de dressagem do rebolo com dressador ponta única de diamante a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (a) e a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ (b), nas três condições de penetração de trabalho empregadas.

Ao adotar uma penetração de trabalho branda, $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de microdureza medido a $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada foi de $[415 \pm 2]$ HV sendo que o valor de referência do material ($[381 \pm 2]$ HV) foi alcançado a uma profundidade de $150 \mu\text{m}$. Já na condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, o valor obtido logo abaixo da superfície usinada foi $[421 \pm 3]$ HV atingindo o equilíbrio a uma profundidade de $120 \mu\text{m}$ e, na condição mais severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, inicialmente o valor de microdureza mensurado foi $[415 \pm 2]$ HV e estendeu-se a uma profundidade de $120 \mu\text{m}$, Fig. 4. 13 (b).

A partir dos resultados de microdureza alcançados, foi desenvolvida uma análise estatística dos resultados, por meio do software Excel 2016, em termos de análise de variância

(ANOVA), cujos parâmetros determinados estão disponíveis na Tab. 4. 4. A confiabilidade empregada para a avaliação dos resultados foi de 95 %.

Tabela 4. 4 – Análise de variância referente aos valores de microdureza.

	Análise de Variância (ANOVA) – Microdureza				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,008548	3392,65	3392,65	1	9,853185
ae	0,442222	360,933	180,466	2	0,905124
ad	0,002508	4500,07	4500,07	1	14,476333
Dressador	0,011680	2376,52	2376,52	1	11,457750
Ud x dressador	0,006935	2575,56	2575,56	1	14,2528
Ud x ad	0,046959	784	784	1	5,795143
Ud x ae	0,019754	4856,00	1214	4	10,976492

Ao analisar os efeitos proporcionados, separadamente, pelas variáveis de entrada foi possível constatar que os parâmetros grau de recobrimento (U_d), profundidade de dressagem (a_d) e tipo de dressador exerceram influência significativa sobre os resultados de microdureza, haja vista que os “p-valores alcançados nessas condições foram todos inferiores a $\alpha = 0,05$ e os valores do fato “F” foram todos, igualmente, maiores que 3,454, Tab. 4. 4.

Em contrapartida, a penetração de trabalho (a_e) não influenciou estatisticamente sobre os resultados de microdureza, pois quando analisada isoladamente, o “p-valor” proporcionado foi maior que $\alpha = 0,05$ e o fator “F” foi menor que 3,454, Tab. 4. 4. Todavia, ao analisar a penetração de trabalho em conjunto com ao grau de recobrimento do rebolo (U_d) houve uma influência significativa sobre a microdureza, pois de acordo com a Tab. 4. 4, o p-valor” proporcionado foi maior que $\alpha = 0,05$ e o fator “F” foi menor que 3,454.

Nessa mesma perspectiva, a combinação entre os parâmetros U_d e a_d , e U_d e tipo de dressador exerceram influência sobre os resultados de microdureza, conforme representado na Tab. 4. 4. Graficamente, os efeitos proporcionados pelo grau de recobrimento do rebolo (U_d), profundidade de dressagem (a_d), tipo de dressador e penetração de trabalho (a_e) encontram-se representados nas Fig. 4. 14 (a), (b), (c) e (d), respectivamente.

A partir dos resultados de microdureza mensurados nas diversas condições operacionais empregadas e da análise estatística (ANOVA) utilizada para a avaliação dos resultados, verificou-se que quando o rebolo abrasivo de SiC (#46) foi submetido a um condicionamento, mediante dressagem, pela ação do dressador fliesen, combinado com os parâmetros $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$, houve uma maior variação de microdureza em relação ao valor de referência do material ($[381 \pm 2] \text{ HV}$) a partir de $30 \mu\text{m}$ da superfície retificada estendendo-se a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$.

Em outras palavras, sob essa situação de condicionamento do rebolo de SiC, a uma penetração de trabalho branda $a_e = 10 \mu\text{m}$, houve uma variação percentual na microdureza de 11,40 % na microdureza, a qual persistiu por uma profundidade de $210 \mu\text{m}$, Fig. 4. 11 (a).

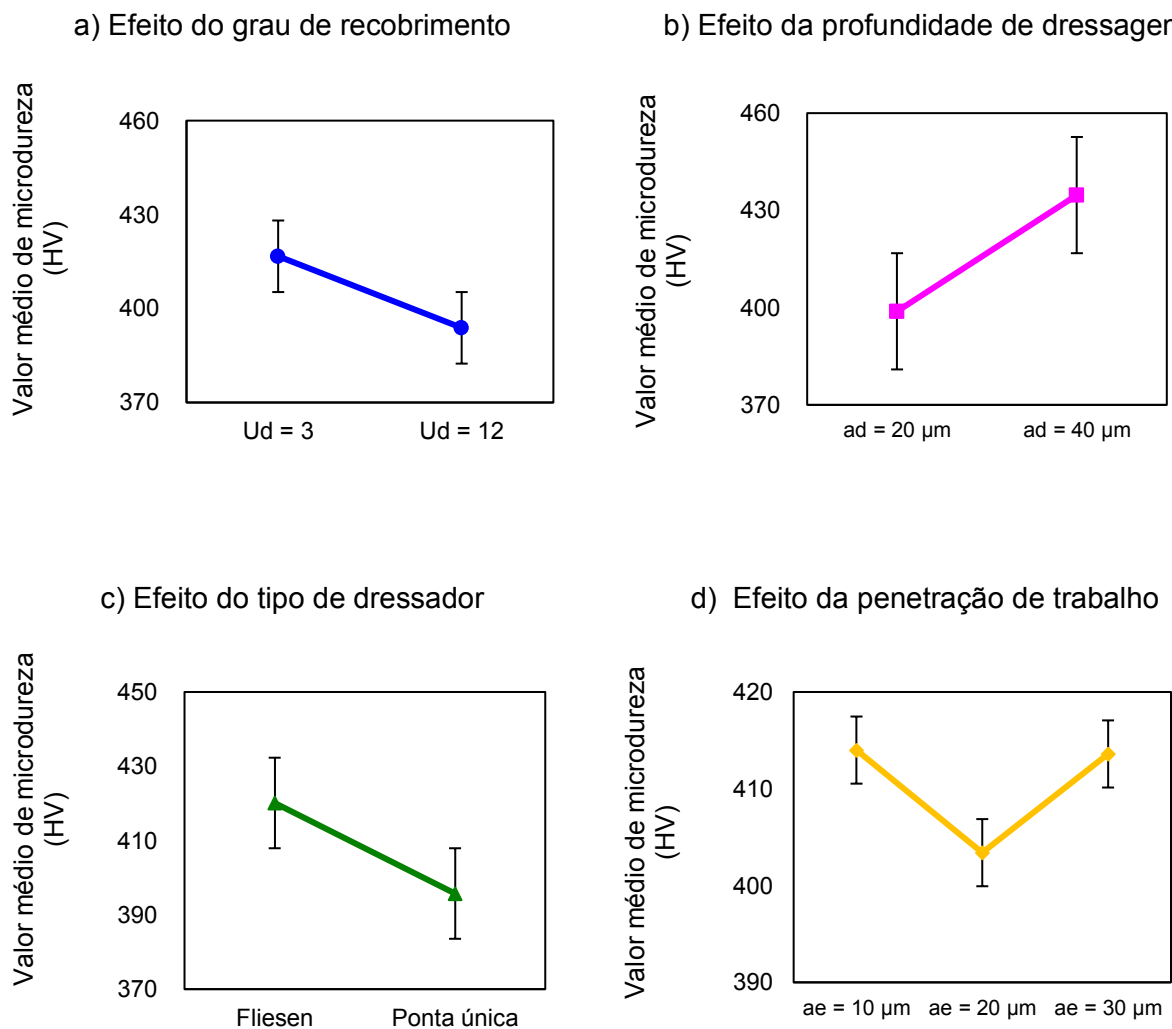


Figura 4. 14 – Efeito do grau de recobrimento do rebolo (a), da penetração de trabalho (b), do tipo de dressador (c) e da penetração de trabalho (d) sobre o valor médio de microdureza.

Na condição intermediária de penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, Fig. 4. 11 (a), a variação na microdureza a partir de $30 \mu\text{m}$ da superfície retificada foi de 13,41 %, a qual se estendeu por uma profundidade de $270 \mu\text{m}$. Contudo sob a condição de penetração de trabalho mais severa, $a_e = 30 \mu\text{m}$, um comportamento diferente foi constatado: uma redução na microdureza em relação ao valor de referência do material, a partir de $30 \mu\text{m}$; uma redução de 8,13 % na microdureza.

Segundo Malkin e Guo (2008) o processo de retificação gera, inevitavelmente, altas temperaturas na zona de contato entre o rebolo e a peça, as quais podem proporcionar danos térmicos e microestruturais nas peças, assim como aumento ou redução na microdureza do material. O endurecimento (*hardening*) ocorre devido à alta deformação plástica e altas temperaturas geradas na interface de retificação, e assim ocorre um aumento na microdureza em regiões próximas a de retificação.

O amolecimento (*softening*), por sua vez, é caracterizado pela diminuição na microdureza em relação ao valor do material, tal como aconteceu na condição da Fig. 4. 11(a) em que $a_e = 30 \mu\text{m}$. Essa queda na microdureza aconteceu, provavelmente, devido à têmpera que surge em função de elevadas temperaturas na zona de corte, ou baixas velocidades de corte combinadas com alto comprimento de contato entre rebolo e peça. Esse amolecimento da superfície usinada implica em uma melhora na ductilidade do material bem como na resistência ao escoamento e alongamento devido à tração, o que implica em uma melhora na sua capacidade de processamento. Logo, sob essa condição em que $a_e = 30 \mu\text{m}$, Fig. 4. 11(a), as temperaturas geradas na zona de corte foram muito elevadas, mas ao mesmo tempo houve um rápido resfriamento pela ação do fluido de corte. Com isso, em regiões próximas a interface de retificação houve uma redução na microdureza a qual apresentou um aumento até atingir a estabilidade em $270 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada.

Em contrapartida, quando o rebolo de SiC foi submetido a um condicionamento diferente, por meio da ação de um dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, além da variação de microdureza ter sido pequena em relação a referência do material (9,75 %) a mesma estendeu-se a uma profundidade menor, equivalente a aproximadamente $120 \mu\text{m}$.

Segundo König (1980) e De Oliveira (2001) quando o rebolo abrasivo é submetido a uma dressagem suave, em que o grau de recobrimento é alto e a penetração de trabalho é baixa, a sua capacidade em remover material da peça é menor. Assim, o processo de retificação tende a uma condição de acabamento proporcionado uma maior qualidade superficial nas amostras, haja vista que a deformação plástica e as temperaturas geradas na interface de retificação são menores.

Além disso, o dressador ponta única de diamante tem a capacidade de gerar uma textura no rebolo menos friável em comparação com a ação do dressador fliesen, pois há a atuação de apenas uma ponta de diamante, e assim a quantidade de abrasivos removidos tende a ser menor (GODINO et al., 2019). Em termos de profundidade de dressagem a melhor condição para rebolos abrasivos empregados na retificação de ligas de titânio, é aquela na qual $a_d = 20 \mu\text{m}$ (MUKHOPADHYAY; KUNDU, 2019a, 2019c).

De acordo com Sadeghi et al. (2009), ao retificar amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de óxido de alumínio (91A46I8AV) com fluido de corte aplicado pela técnica convencional, abundante, e na condição MQL (mínima quantidade de lubrificante) foi constatado que os ensaios pela técnica convencional a variação da microdureza abaixo da superfície retificada foi menor em comparação com a análise feita nos ensaios em que a condição MQL foi adotada. De acordo com os autores, quanto melhor a capacidade de refrigeração na zona de corte, menores são as temperaturas desenvolvidas na região de retificação e abaixo da superfície retificada. Isso ainda é mais potencializado ao usinar a liga de Ti-6Al-4V que possui baixa capacidade de dissipação de calor, quanto menores forem as temperaturas desenvolvidas na região retificada e proximidades, menores serão as variações microestruturais, as quais são designadas por baixas variações na microdureza em comparação com o valor de referência do material. Ou seja, além da variação de microdureza próxima a superfície de retificação ser baixa, rapidamente ela se estabiliza ao valor de referência, pois a região abaixo da superfície retificada termicamente afetada pelo calor é estreita, entre outros fatores pelo fato do material liga de titânio possuir uma baixa capacidade em dissipar calor. Adicionalmente a isso, os autores afirmam que quanto maiores as temperaturas desenvolvidas na zona de retificação, maior é a tendência de reatividade da liga de titânio com os abrasivos do rebolo, em especial abrasivos convencionais como óxido de alumínio e carbeto de silício.

Segundo Sadeghi et al. (2009), essa redução inicial da microdureza em regiões próximas a zona retificada é conhecida como “amolecimento” ou *softening* ao passo que a região em que é constatada um aumento na microdureza é chamada de região de “endurecimento” ou *hardening*. Quando as temperaturas desenvolvidas na zona de corte e, por conseguinte, nas regiões abaixo dela, são baixas, é indicativo de que está havendo um amolecimento, isto é, o endurecimento é baixo. Logo, os danos microestruturais são menores, em especial quando se estendem por uma faixa estreita e quando essa variação é baixa. Por outro lado, segundo Sadegui et al. (2009) o endurecimento ou aumento na microdureza em regiões próximas a zona de retificação é um indicativo de severas alterações microestruturais e, em alguns casos, um indicativo de formação de camada branca (nome que é dado em função da coloração branca da camada que é visualizada em microscópio). Esse endurecimento decorre não somente das altas temperaturas geradas na zona de corte, mas também da alta taxa de cisalhamento de material.

Portanto, quando o rebolo foi dressado em condições agressivas, de uma maneira geral, os valores de microdureza próximos à zona de retificação foram maiores e estenderam-se por uma distância abaixo da superfície mais profunda até atingirem a estabilidade, ou seja, até atingir o valor de referência do material $[381 \pm 2]$ HV. Neste caso, em razão das altas

temperaturas desenvolvidas, da alta taxa de cisalhamento de material e da reatividade da liga com o material dos abrasivos do rebolo e da baixa capacidade de dissipação de calor da liga há um endurecimento de material próximo a zona de retificação, o qual é constatado por valores mais altos de microdureza em comparação com o valor de referência do material, indicando assim significativas alterações microestruturais (SADEGHI et al. (2009)

Em contrapartida, mudando o condicionamento do rebolo para uma condição mais suave, durante a retificação, as temperaturas desenvolvidas, a taxa de cisalhamento e a reatividade da liga com o material do rebolo é menor, levando assim a um amolecimento de material próximo a região de retificação e assim, os valores de microdureza são inferiores ao valor de referência do material (Li et al. 2020). Esse amolecimento implica em uma melhor retificabilidade da liga Ti-6Al-4V (SADEGHI et al., 2009). Dessa maneira, é possível afirmar a partir dos resultados e das informações acima que a mudança no condicionamento do rebolo de uma condição agressiva para uma condição suave reduz as temperaturas desenvolvidas na zona de corte e assim, a zona termicamente afetada tende a ser menor, a qual é representada pela baixa variação na microdureza. Além disso, a reatividade entre a liga e os abrasivos do rebolo diminui com a temperatura.

Portanto, a partir da análise dos resultados, em termos de microdureza a melhor condição para a retificação da liga Ti-6Al-4V é dresser o rebolo de SiC com dresser ponta única de diamante, a uma profundidade de dresser $a_d = 20 \mu\text{m}$ e a um grau de recobrimento $U_d = 12$, independentemente da condição de penetração de trabalho.

4.4 Microestrutura das amostras de Ti-6Al-4V

A partir da análise das microdurezas apresentadas na seção anterior, as condições mais críticas foram selecionadas para serem analisadas em termos de metalografia, com a finalidade de visualizar possíveis alterações microestruturais decorrentes dos ensaios de retificação.

Inicialmente, na condição em que o rebolo de carbeto de silício foi dressado com um dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ e na condição de corte $a_e = 30 \mu\text{m}$ foi detectado, após o ataque químico com reagente *Kroll*, uma região com coloração escura abaixo da superfície retificada em torno de $250 \mu\text{m}$ de espessura e com a matriz alongada, indicando severas alterações microestruturais decorrentes das elevadas temperaturas geradas pela usinagem, Fig. 4.15 (a),

Ao mudar o grau de recobrimento do rebolo para $U_d = 12$ e a profundidade de dressagem para $a_d = 20 \mu\text{m}$, na mesma condição de corte ($a_e = 30 \mu\text{m}$) e com o uso do dressador fliesen na dressagem do rebolo, é possível observar que a zona termicamente afetada abaixo da superfície usinada foi menor e concentrou-se próxima à superfície, Fig. 4.15 (c), aproximadamente $40 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada.

Nessa situação, para a mesma condição de corte, a mudança nas condições de dressagem proporcionou expressivas mudanças microestruturais nas amostras de liga de titânio, tendo em vista que quando o rebolo de SiC foi condicionado para uma condição mais agressiva, na região abaixo da superfície retificada, foram detectadas severas alterações microestruturais em uma maior profundidade mais severos, um indicativo portanto de que danos térmicos gerados nas amostras foram mais pronunciados. Todavia, ao dressar o mesmo rebolo para uma condição mais suave, a uma mesma condição de corte, as alterações microestruturais foram visivelmente menores.

Um comportamento similar foi constatado nos ensaios em que o rebolo foi dressado com um dressador ponta única de diamante. Para a mesma condição de corte, $a_e = 30 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$ e na profundidade de dressagem de $a_d = 40 \mu\text{m}$ para $a_d = 20 \mu\text{m}$, proporcionou uma significativa redução nas alterações microestruturais próximas à região retificada. Na condição mais severa Fig.4.15 (b) observou-se uma camada mais escura próxima a superfície da peça, a qual estendeu-se a uma profundidade de até $150 \mu\text{m}$, aproximadamente. Mas com a mudança na dressagem do rebolo para uma condição mais suave, essa camada escura não foi observada nas proximidades da superfície, Fig. 4.15 (d).

De uma maneira geral, o uso do dressador fliesen, Fig. 4.15 (a) e (c) gerou alterações microestruturais mais expressivas em comparação com o uso do dressador ponta única de

diamante, Fig.4.15 (b) e (d), sobretudo nas condições de dressagem mais severas $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$. Em especial, sob as condições de dressagem mais grosseira, onde a região termicamente afetada foi mais expressiva, os grãos na microestrutura apresentaram-se mais alongados, o que segundo Ninomi et al. (2007) é um indicativo de que as forças de corte foram maiores, levando a um significativo aumento na temperatura e assim, essa região próxima a zona retificada apresentou-se mais afetada termicamente e com grãos da microestrutura mais alongados. Sob essa mesma perspectiva, nas condições mais finas de dressagem foi constatado menos grãos alongados próximo a região retificada indicando que as forças de corte foram menores assim como a temperatura gerada na zona de corte.

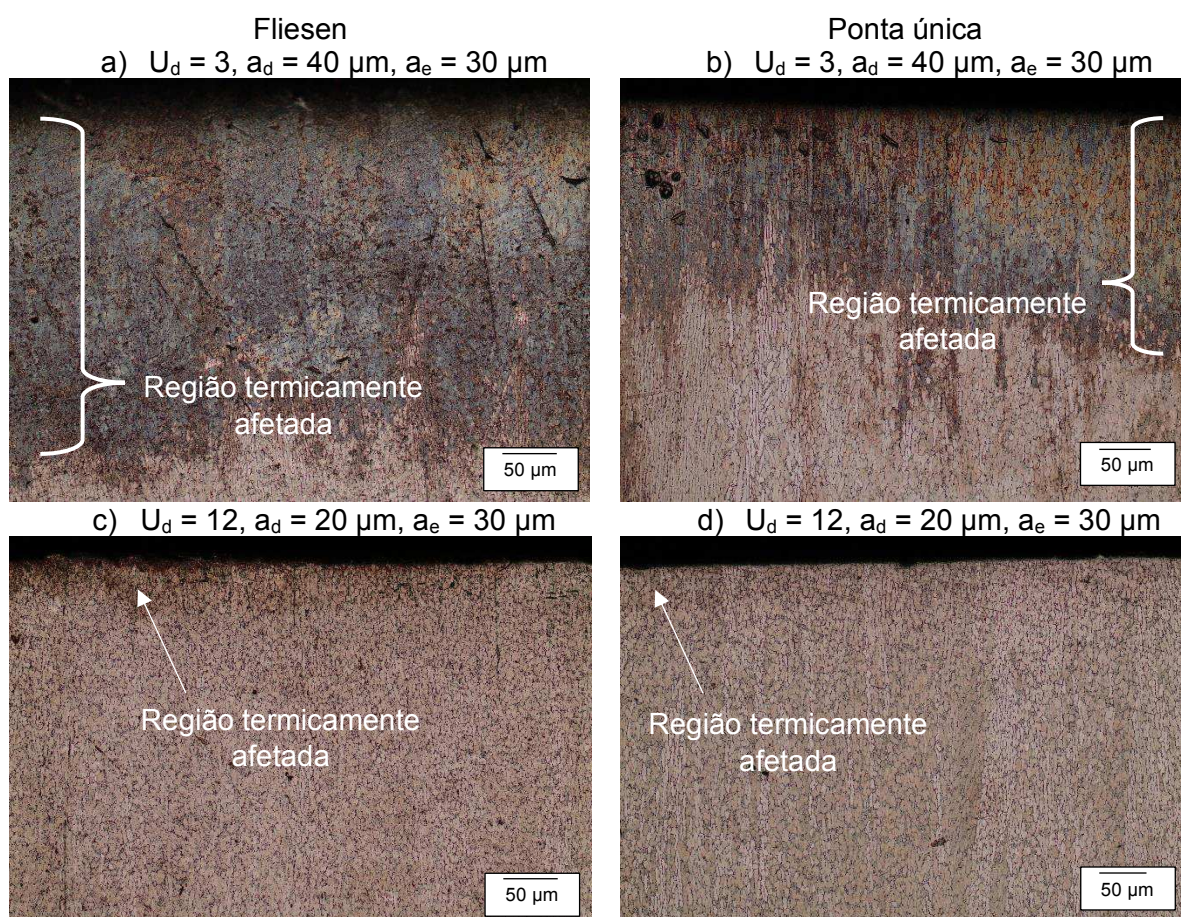


Figura 4. 15 – Metalografias das superfícies perpendiculares à de retificação, de Ti-4Al-6V.

Em outro trabalho desenvolvido por Guo et al. (2011) a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V submetida a ação de um rebolo de carbeto de silício (GC100KV8P) foi avaliada e, entre outros parâmetros, os autores avaliaram os efeitos da retificação sobre as amostras retificadas em termos de uma análise metalográfica. A partir das imagens obtidas os autores verificaram que próximo a zona de corte, a qual foi afetada significativamente pelas altas temperaturas

desenvolvidas, os grãos tornaram-se alongados, enquanto em regiões mais afastadas os grãos mantiveram sua configuração original, a qual os autores chamam de microestrutura grosseira. Segundo Guo et al. (2011) apud Soo et al. (2012) a microestrutura alongada tem maior ductilidade e é mais propensa a deformação plástica. Por outro lado, quando a microestrutura é mais grosseira, ela possui melhor capacidade de resistir à fluência e ao crescimento de trincas por fadiga.

Segundo De Oliveira (2001), quando o rebolo abrasivo é submetido a uma dressagem suave, em que o valor do grau de recobrimento é alto e o da profundidade de dressagem é baixa, os microefeitos ainda que discretos se sobrepõem aos macroefeitos. Dessa forma, a capacidade do rebolo em remover material é menor e a retificação tende a ser uma operação de acabamento proporcionando, assim, superfícies com baixa rugosidade.

Como a capacidade do rebolo em remover material da peça é baixo, a interação entre rebolo e peça produz uma menor variação térmica a partir da superfície; consequentemente, a região termicamente afetada a partir da zona de retificação é menor ou quase que desprezível, Fig. 4.15 (c) e (d).

Em contrapartida, de acordo com De Oliveira (2001), ao submeter o rebolo a uma condição de dressagem grosseira em que o grau de recobrimento do rebolo é baixo e a profundidade de dressagem é alta, a sua capacidade em remover material da peça é grande pois os macroefeitos e microefeitos são bastante expressivos. Neste caso, observou-se que em razão da alta interação entre rebolo e peça houve uma grande variação térmica a partir da superfície usinada e, assim, a região termicamente afetada foi expressiva.

No que tange aos tipos de abrasivos, a partir das Fig. 4.15 (a), (b), (c) e (d), verificou-se que para a mesma condição de dressagem e de usinagem, o rebolo dressado com a ferramenta do tipo fliesen proporcionou uma região termicamente afetada maior do que o analisado sob a condição de retificação com rebolo dressado com a ferramenta ponta única. Esse fato pode ser conjuntamente explicado a partir da análise dos abrasivos após a dressagem em que foi constatado que o rebolo dressado com a ferramenta fliesen, que possui mais de uma ponta de diamante, apresentou microefeitos mais evidentes, do que o proporcionado pela ação do dressador ponta única de diamante. Logo, os microefeitos (geometria dos abrasivos após a dressagem) exerceram tanta influência assim como os macroefeitos (ondulação teórica). Porém, os parâmetros de dressagem exerceram maior influência sobre os macroefeitos, enquanto o tipo de dressador foi mais influente nos microefeitos, os quais foram mais expressivos que os macroefeitos numa condição de dressagem mais fina.

Em razão disso, é possível afirmar que após a retificação sob condições mais grosseiras de dressagem do rebolo, as regiões próximas à superfície retificada apresentam

uma camada mais profunda termicamente afetada pelo qual o que gera grãos mais alongados que diminuem a capacidade da liga Ti-6Al-4V em resistir ao crescimento de trincas por fadiga. Contudo, ao mudar o condicionamento do rebolo para uma situação mais suave, a capacidade de resistir à propagação de trincas por fadiga aumenta.

Diante da análise metalográfica e das informações encontradas na literatura, pode-se afirmar que para melhorar a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, reduzindo as possíveis alterações microestruturais decorrentes da retificação, o ideal é selecionar um dressador ponta única de diamante para dressar o rebolo de carbetto de silício em condições suaves, nas quais o grau de recobrimento do rebolo é elevado ($U_d = 12$) e a profundidade de dressagem é baixa ($a_d = 20 \mu\text{m}$).

4.5 Potência de retificação

Ao longo dos ensaios experimentais de retificação em amostras da liga Ti-6Al-4V com rebolo de SiC (#46), em diferentes condições operacionais, os sinais de tensão e corrente elétrica foram adquiridos e, após um adequado tratamento de sinais, foi possível a visualização das curvas de potência de retificação.

É válido destacar que em cada curva de potência existem dois picos: o mais elevado é referente a retificação, enquanto o mais baixo diz respeito ao faiscamento (*spark – out*) que ocorreu enquanto o rebolo retornava a sua posição original e, um sem incremento na penetração de trabalho, proporcionou um faiscamento na interface de retificação. O tempo de usinagem total em cada um dos ensaios foi de 5 segundos e cada uma das curvas de potência em função do tempo de usinagem estão representadas no ANEXO I.

Na Figura 4. 16 encontra-se representado o gráfico com os valores de potência máxima em função das condições operacionais empregadas, ao longo dos ensaios, em termos de penetração de trabalho (a_e), tipo de dressador (fliesen e ponta única), grau de recobrimento (U_d) e profundidade de dressagem (a_d).

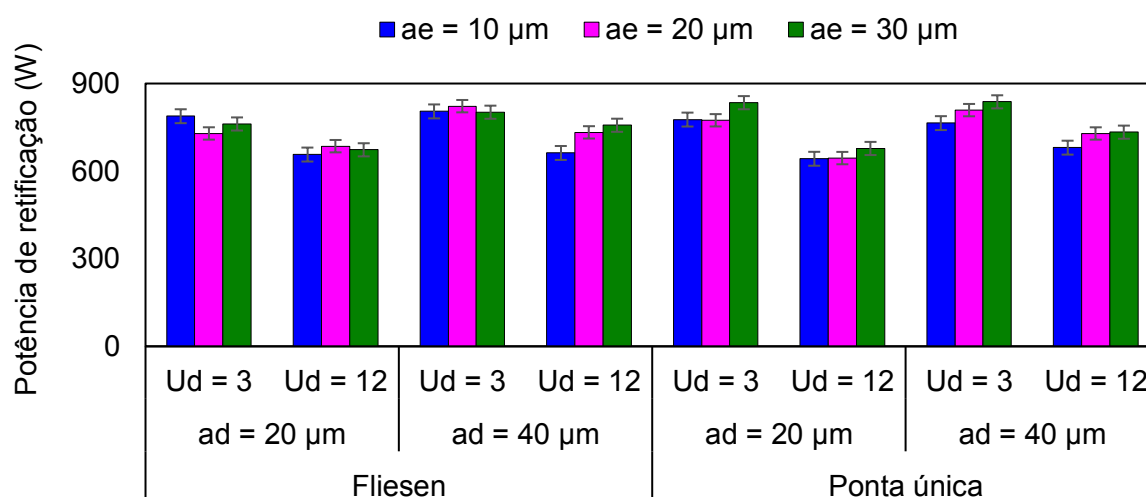


Figura 4. 16 – Potência máxima de retificação em função das condições de dressagem e de penetração de trabalho empregadas ao longo da retificação da liga Ti-6Al-4V com rebolo de SiC.

A partir dos valores máximos de potência de retificação foi possível desenvolver uma avaliação estatística por meio da análise de variância (ANOVA), a qual foi realizada no

software Excel 2016, sendo que os parâmetros determinados estão descritos na Tab. 4. 5, para uma confiabilidade de 95 %.

Ao analisar os efeitos proporcionados, separadamente, pelas variáveis de entrada foi possível constatar que os parâmetros grau de recobrimento (U_d), profundidade de dressagem (a_d) e tipo de dressador exerceram influência significativa sobre os resultados de potência máxima, haja vista que os “p-valores alcançados nessas condições foram todos inferiores a $\alpha = 0,05$ e os valores do fato “F” foram todos, igualmente, maiores que 3,454, Tab. 4. 5.

Tabela 4. 5 – Análise de variância referente aos valores de potência de retificação.

	Análise de Variância (ANOVA) – Potência				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,016699	10029,91	10029,91	1	17,0650
ae	0,926513	36,01500	36,01500	1	0,008704
ad	0,034542	5650,9588	2825,48	2	4,321539
Dressador	0,015688	20463,50	1860,32	1	91,355196
Ud x dressador	0,027461	13634,61	13634,61	3	34,9228
Ud x ad	0,010437	35912,10	35912,10	3	94,3193
Ud x ae	0,044197	11549,22	11549,22	4	11,996906

Por outro lado, a penetração de trabalho (a_e) isoladamente não exercer influência significativa nos resultados de potência máxima pois o “p-valor” encontrado foi maior que $\alpha = 0,05$ e o fator “F” foi menor que 3,454. Todavia, ainda de acordo com a Tab. 4. 5, a ação combinada do grau de recobrimento do rebolo (U_d) com a penetração de trabalho (a_e) influenciou significativamente nos resultados, assim como a combinação entre grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador e grau de recobrimento (U_d) e profundidade de dressagem (a_d).

Nas Figuras 4. 17 (a), (b), (c) e (d) encontram-se representados, graficamente, os efeitos do grau de recobrimento (U_d), profundidade de dressagem (a_d), tipo de dressador e penetração de trabalho (a_e), respectivamente, em termos de potência de retificação.

De acordo com a Fig. 4. 16, quando o rebolo de SiC foi condicionado pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, ao retificar a amostra de liga de titânio a uma penetração de trabalho branda de $a_e = 10 \mu\text{m}$, a potência máxima de retificação foi de $[788 \pm 1] \text{ HV}$.

A uma condição intermediária de penetração de trabalho, $a_e = 20 \mu\text{m}$, a potência máxima de retificação foi equivalente a $[728 \pm 1] \text{ HV}$ e, sob uma condição severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, o valor da potência máxima foi $[761 \pm 1] \text{ HV}$, Fig. 4. 16. Sob essas condições a mudança na penetração de trabalho de uma condição branda para uma condição severa proporcionou uma redução de 3,43 % na potência de retificação.

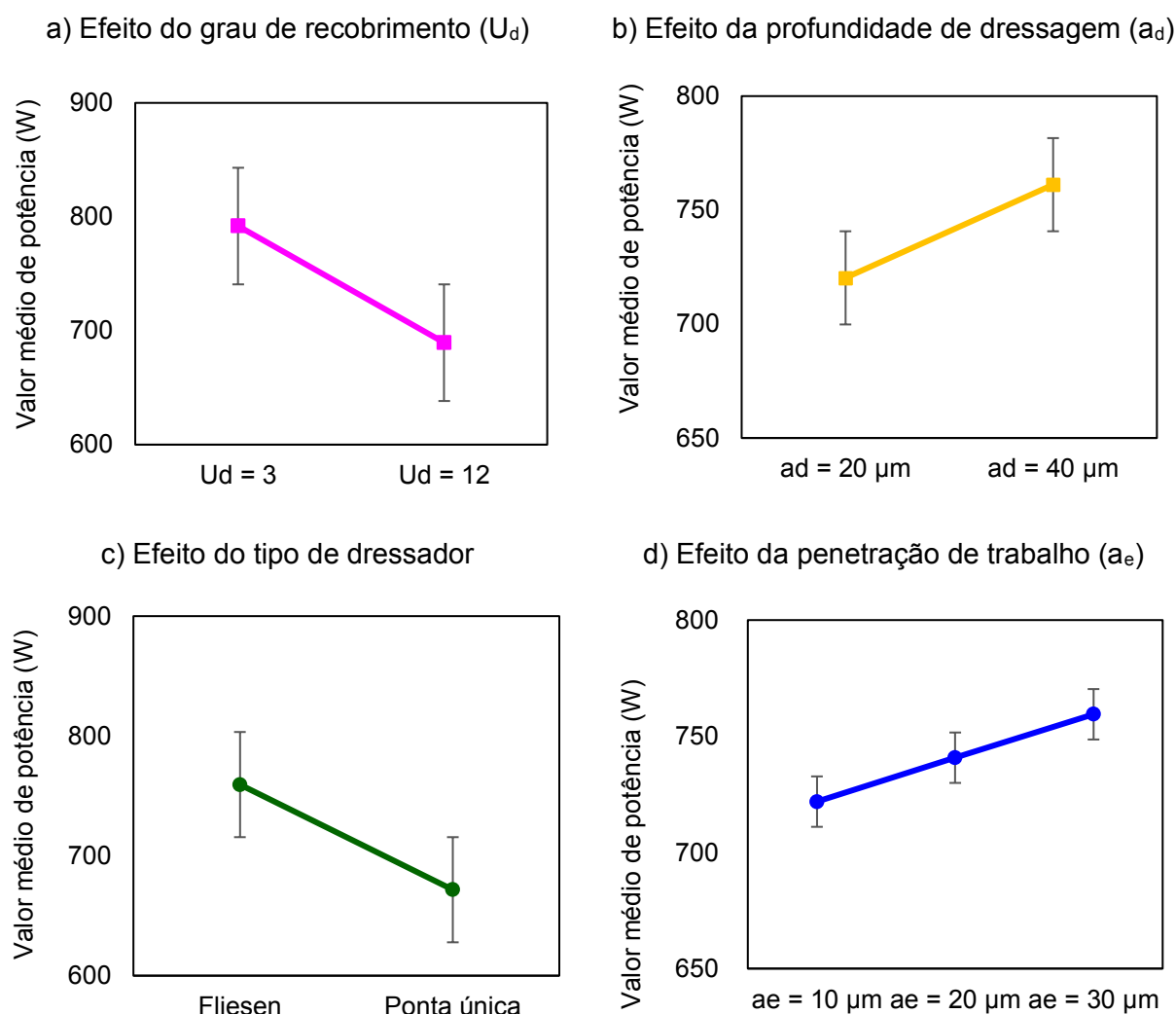


Figura 4. 17 – Efeito do grau de recobrimento (a), da profundidade de dressagem (b), do tipo de dressador (c) e da penetração de trabalho (d) sobre os valores médios de potência obtidos ao longo dos ensaios de retificação com rebolo de SiC em amostras de Ti-6Al-4V.

Mantendo-se o dressador fliesen e a profundidade de dressagem em $a_d = 20 \mu m$, mas alterando o grau de recobrimento para um valor maior, $U_d = 12$, Fig. 4. 16, foi possível observar que a uma condição de penetração de trabalho $a_e = 10 \mu m$, a potência máxima foi $[656 \pm 1] \text{ HV}$; aumentando a penetração de trabalho para $a_e = 20 \mu m$, o valor de potência máxima foi equivalente a $[685 \pm 1] \text{ HV}$ e, a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu m$, $[673 \pm 1] \text{ HV}$. Essa mudança na penetração de trabalho gerou uma variação nos valores de potência igual a 4,23 %. Contudo, ao analisar a variação percentual proporcionada para mudança no grau de recobrimento (U_d), o valor encontrado foi 16,75 %.

Nos ensaios em que o rebolo de SiC foi condicionado pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu m$, Fig. 4. 16,

a empregar uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de potência de retificação encontrado foi $[804 \pm 1] \text{ HV}$, a uma penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, $[822 \pm 1] \text{ HV}$ e, a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, $[801 \pm 1] \text{ HV}$, o que representou uma variação máxima nos valores igual a 2,55 %.

Quando o grau de recobrimento foi mudado para $U_d = 12$, mantendo-se a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$ e o dressador fliesen, Fig. 4. 16, ao utilizar uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, o valor de potência de retificação foi $[622 \pm 1] \text{ HV}$, a uma penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, $[732 \pm 1] \text{ HV}$ e a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, $[757 \pm 1] \text{ HV}$, uma variação percentual de 17,83 %. Analisando a variação percentual proporcionada pela mudança no grau de recobrimento do rebolo, o valor máximo encontrado foi 24,33 %.

Ainda de acordo com a Fig. 4. 16, ao utilizar o dressador ponta única para a dressagem do rebolo, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, o valor de potência máxima obtido quando o rebolo usinou a peça a uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$ foi $[776 \pm 1] \text{ HV}$, a uma penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, $[774 \pm 1] \text{ HV}$ e a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, $[834 \pm 1] \text{ HV}$, o que representou uma variação máxima de 7,19 %.

Quando o grau de recobrimento do rebolo foi alterado para $U_d = 12$, mantendo-se o dressador ponta única de diamante e a profundidade de dressagem em $a_d = 20 \mu\text{m}$, o valor de potência máxima encontrado a uma penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, foi $[642 \pm 1] \text{ HV}$. A uma penetração de trabalho $a_e = 20 \mu\text{m}$, $[644 \pm 1] \text{ HV}$ e a uma penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, $[677 \pm 1] \text{ HV}$, Fig. 4. 16. Assim, a variação percentual proporcionada pela mudança nas condições de penetração de trabalho foi 5,20 %, enquanto a variação, nessas condições, proporcionada pela mudança no grau de recobrimento foi de 17,27 %.

Nesse seguimento, quando o rebolo de SiC foi condicionado pela ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, os valores máximos de potência obtidos nas condições de penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$ foram, respectivamente, iguais a $[764 \pm 1] \text{ HV}$, $[808 \pm 1] \text{ HV}$ e $[837 \pm 1] \text{ HV}$. Essa mudança na penetração de trabalho gerou uma variação de 8,72 %.

Ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, mantendo o dressador ponta única e a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$, os valores máximos de potência alcançados sob as condições de penetração de trabalho $a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$ foram, respectivamente, iguais a $[680 \pm 1] \text{ HV}$, $[728 \pm 1] \text{ HV}$ e $[733 \pm 1] \text{ HV}$, ocasionando uma variação percentual máxima nos valores igual a 7,23 %, enquanto que a variação percentual máxima proporcionada pela mudança no grau de recobrimento do rebolo foi equivalente a 23,30 %.

Ao longo do processo de retificação, a interação entre rebolo e superfície da peça induz esforços de corte os quais são responsáveis pelo processo de cisalhamento de material até a sua efetiva remoção da peça sob a forma de cavacos com pequenas dimensões (Malkin e Guo, 2008). Quando a área de contato entre rebolo é maior, as forças de corte envolvidas no processo resultantes do atrito entre abrasivos e material da peça são elevadas e assim, uma maior potência é exigida da máquina ferramenta para realização da retificação.

Ainda segundo De Oliveira (2001) apud König (1980), quando o rebolo abrasivo é condicionado por meio da dressagem, da interação entre o movimento de rotação do rebolo e o de avanço do dressador sobre a superfície de corte do rebolo em sentido perpendicular, é gerado nessa superfície um perfil de rosca ou helicoidal. Se os parâmetros de dressagem empregados conferirem ao rebolo um condicionamento agressivo, maior será a sua capacidade em remover material da peça, maior será a área de contato entre rebolo e peça, maiores serão os esforços de corte e, assim, maior será a potência de retificação. Um condicionamento agressivo é gerado no rebolo quando o grau de recobrimento é baixo e a profundidade de dressagem é alta. No presente estudo, sob as condições em que o rebolo foi dressado a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, o perfil helicoidal gerado na superfície de corte foi profundo e grosseiro, caracterizado por macroefeitos e microefeitos bastante expressivos, os quais foram responsáveis por gerar na superfície de corte uma configuração agressiva.

Dessa combinação, foi gerado na superfície de corte do rebolo um condicionamento agressivo que assegurou uma maior capacidade de remoção de material, a qual se sobrepôs aos efeitos das diferentes condições de penetração de trabalho. Logo, sob as condições de dressagem mais agressivas, de maneira geral, foram alcançados os maiores valores de potência máxima de retificação, em especial quando o dressador fliesen foi utilizado.

Segundo Godino et al. (2017) o dressador fliesen por ter mais de uma ponta de diamante atuando sobre o rebolo permite gerar abrasivos mais friáveis após a dressagem. Logo as arestas de corte em atuação sobre a peça apresentam-se em maior número. Com uma maior quantidade de arestas abrasivas atuando sobre a peça, maior será o cisalhamento de material e maior a necessidade de esforços de corte para que o material seja removido sob a forma de cavacos; consequentemente, maior será a potência exigida pela máquina para a realização dos ensaios (MALKIN e GUO, 2008).

Por outro lado, quando o rebolo é submetido a um condicionamento suave ou fino em que o grau de recobrimento do rebolo é alto e a profundidade de dressagem é baixa, De Oliveira (2001) apud König (1980) afirmam que a superfície de corte da ferramenta abrasiva fica pouco agressiva, de tal modo que os macroefeitos são muito pequenos e não exercem influencia sobre a agressividade do rebolo e, neste caso, são os microefeitos que, embora

sejam pequenos, afetam diretamente o processo de remoção de material da peça. Neste caso, como as arestas abrasivas ficam menos friáveis, ou seja, com arestas pouco pontiagudas, o cisalhamento de material da peça tende a ser menor, e assim, menores serão os esforços de corte para remover cavacos e menor será a potência exigida da máquina.

Dessa forma, em termos de energia consumida pela máquina para a realização dos ensaios de retificação, a condição que melhor favorece a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V é aquela na qual o rebolo de carbetto de silício é dressado a uma condição fina, em que o grau de recobrimento é $U_d = 12$, a profundidade de dressagem é de $a_d = 20 \mu\text{m}$ e mediante a ação do dressador ponta única, independentemente da condição de penetração de trabalho adotada.

4.6 Macroefeitos e Microefeitos

Previamente a realização de cada um dos ensaios experimentais de retificação plana tangencial nas amostras de Ti-6Al-4V, o rebolo de SiC (#46) foi submetido à operação de dressagem, de acordo com cada condição definida no planejamento experimental.

Inicialmente, a análise dos macroefeitos gerados pela ação combinada do tipo de dressador, grau de recobrimento e profundidade de dressagem foi desenvolvida de forma matemática por meio da ondulação teórica, Eq. 2. 8 cujos valores alcançados sob cada condição encontram-se descritos na Tab. 4. 5.

Tabela 4. 5 – Macroefeitos determinados em função da ondulação teórica em cada uma das condições de dressagem empregadas.

	Ondulação teórica W_t (μm)			
	Tipo de dressador			
	Fliesen		Ponta única	
	$U_d = 3$	$U_d = 12$	$U_d = 3$	$U_d = 12$
$a_d = 20 \mu\text{m}$	2,22	0,14	2,22	0,14
$a_d = 40 \mu\text{m}$	4,44	0,28	4,44	0,28

A partir dos dados apresentados na Tab. 4. 5 é possível verificar que sob a condição mais grosseira de dressagem ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) foram obtidos os maiores valores de ondulação teórica, $W_t = 4,44 \mu\text{m}$, em ambas as condições de tipo de dressador empregados ao longo do condicionamento do rebolo. Em contrapartida, ao mudar o condicionamento do mesmo rebolo de SiC (#46) para uma condição suave ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$) houve uma redução de 96,85 % no valor da ondulação teórica, o qual foi equivalente a $W_t = 0,14 \mu\text{m}$.

Quando o rebolo foi submetido a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, a ondulação teórica foi $W_t = 2,22 \mu\text{m}$ e, ao dressar o rebolo de SiC a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, a ondulação teórica obtida foi $W_t = 0,28 \mu\text{m}$, Tab. 4. 5.

Segundo König (1980) e De Oliveira (2001) a ondulação teórica W_t é um parâmetro de dressagem que permite quantificar matematicamente os macroefeitos gerados pela ação do dressador e demais parâmetros após a operação de dressagem. Em razão da combinação entre os movimentos de rotação do rebolo e o de avanço perpendicular do dressador na superfície de corte do rebolo; dessa combinação de movimentos é gerado um perfil helicoidal na superfície de corte da ferramenta abrasiva. Quanto mais grosseiras forem as condições de dressagem, ou seja, quanto menor o grau de recobrimento do rebolo e maior a profundidade

de dressagem, mais agressiva será a textura gerada no rebolo e assim, mais expressivos serão os macroefeitos gerados, os quais são caracterizados por maiores valores de ondulação teórica.

Em contrapartida, quanto mais suaves as condições de dressagem, isto é, quanto maior o grau de recobrimento do rebolo e menor a profundidade de dressagem, menos agressiva será a textura gerada no rebolo, menos expressivos serão os macroefeitos gerados, os quais são caracterizados por menores valores de ondulação teórica.

Sob essa perspectiva, os microefeitos também foram analisados por meio de imagens da superfície de corte do rebolo obtidas após a dressagem nas mais diferentes condições de dressagem empregadas, com a utilização de uma câmera tricoscópica. As imagens obtidas encontram-se representadas nas Fig. 4. 18 (a), (b), (c), (d), (e), (f), (g) e (h). É importante destacar que os microefeitos englobam a geometrias das arestas dos abrasivos após o condicionamento do rebolo.

Na Fig. 4. 18 (a) estão representados abrasivos do rebolo de SiC após a dressagem com dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, na qual é possível observar que a geometria desses abrasivos após a dressagem apresentou um aspecto grosseiro, com grãos robustos e de geometria irregular. O mesmo comportamento foi observado quando o rebolo foi dressado pela ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, Fig. 4. 8 (b).

Em especial quando o valor da profundidade de dressagem aumentou para $a_d = 40 \mu\text{m}$, combinado com um grau de recobrimento $U_d = 3$, os grãos abrasivos de SiC apresentaram uma geometria ainda mais robusta e irregular, tanto na condição em que foi utilizado um dressador fliesen, Fig. 4. 18 (c), quanto ao utilizar um dressador ponta única de diamante, Fig. 4. 18 (d).

Contudo, ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, observou-se uma textura superficial do rebolo diferente. Ao utilizar um dressador fliesen, Fig. 4. 18 (e), e um dressador ponta única de diamante, Fig. 4. 18 (f), foi possível observar grãos menores, menos robustos e distribuídos de maneira uniforme ao longa superfície.

Ao mudar a profundidade de dressagem para um valor um pouco maior, $a_d = 40 \mu\text{m}$, mantendo-se o grau de recobrimento em $U_d = 12$, observou-se alguns abrasivos mais pontiagudos, mas de maneira geral a textura do rebolo apresentou-se uniforme e pouco robusta, ao usar o dressador fliesen, Fig. 4. 18 (g), e ponta única de diamante, Fig. 4. 18 (h).

Em especial, ao realizar a dressagem na condição mais agressiva ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$), os abrasivos de carbeto de silício apresentaram, visualmente, um aspecto mais grosseiro, com arestas afiadas e aspecto robusto, Fig. 4.18 (c) e (d).

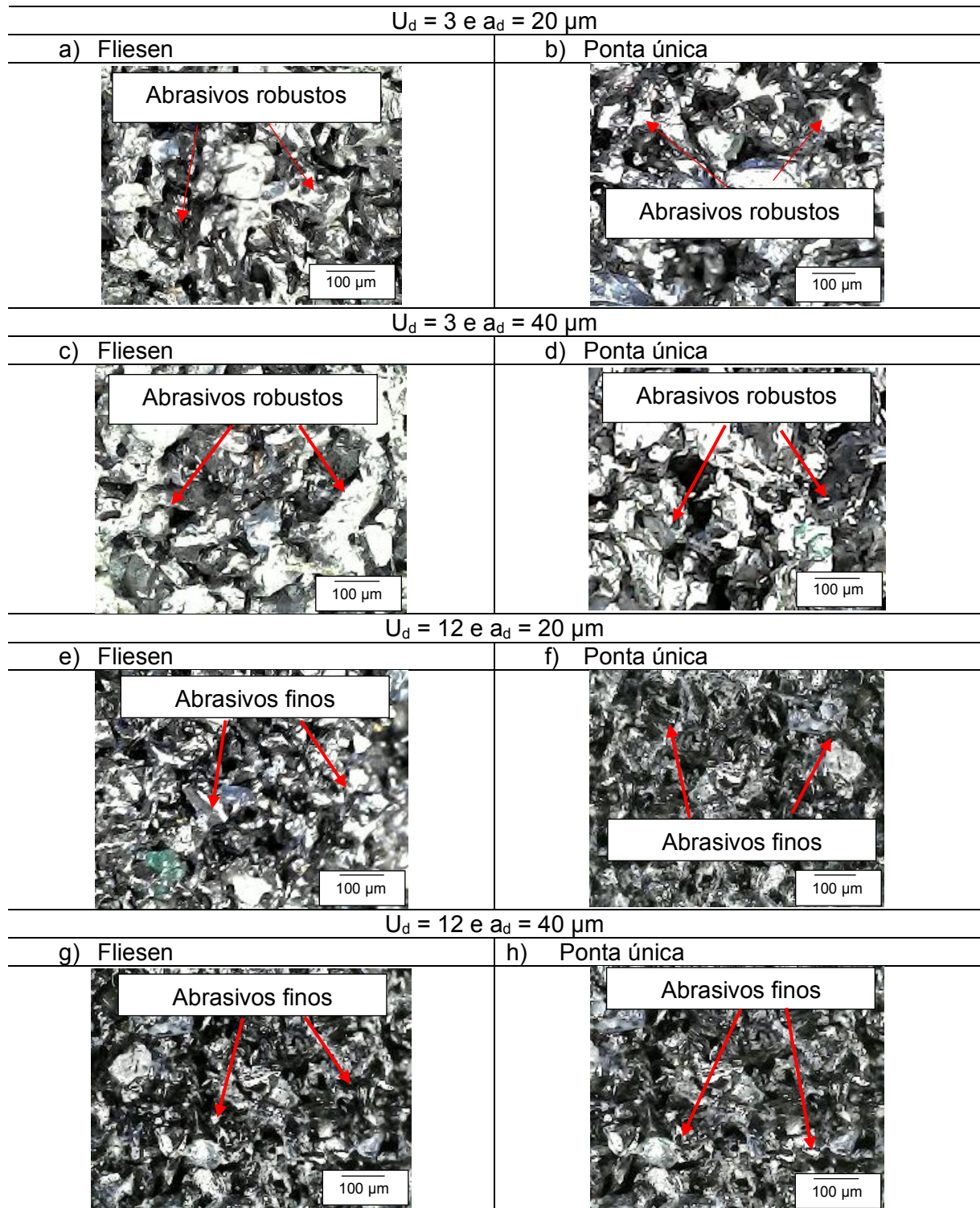


Figura 4. 18 – Microefeitos gerados pela dressagem no rebolo de SiC com dressador fliesen (a), (c), (e) e (g) e com dressador ponta única (b), (d), (f) e (h).

De acordo com De Oliveira (2001) apud König (1980) ao dressar um rebolo abrasivo convencional em condições agressivas, nas quais o grau de recobrimento (U_d) é baixo e a profundidade de dressagem (a_d) é alta, os macroefeitos e os microefeitos são bastante expressivos e ambos exercem muita influência na qualidade superficial das amostras retificadas, tendo em vista que, como resultado do movimento de rotação do rebolo em altas velocidades de corte combinado com o movimento de avanço do dressador sobre a superfície de corte do rebolo é gerado na superfície de corte deste um perfil helicoidal cuja profundidade do filete de rosca é dado pela ondulação teórica (W_t) a qual permite quantificar matematicamente os macroefeitos produzidos pela dressagem (FIOCCHI, 2015).

Além disso, segundo De Oliveira (2001) apud König (1980), os microefeitos são representados pela friabilidade gerada nos abrasivos do rebolo após a dressagem. No caso de uma dressagem agressiva, os abrasivos ficam bastante friáveis, ou seja, com arestas de corte robustas e afiadas, conforme ilustrado nas Fig. 4.18 (c) e (d), especialmente.

Contudo, ao alterar o grau de recobrimento do rebolo para $U_d = 12$, foi possível constatar que os abrasivos de carbeto de silício apresentaram uma geometria menos robusta, mais uniforme e com poucas arestas afiadas, isto é, os microefeitos gerados pela dressagem foram baixos, tanto na condição de dressagem com ferramenta fliesen, Fig.4.18 (e) e (g), quanto na condição de dressagem com ferramenta ponta única, Fig.4.18 (f) e (h), em ambas as condições de profundidade de dressagem, mais especificamente sob a condição de dressagem suave ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), Fig.4.18 (e) e (f) é possível observar que os abrasivos apresentaram-se de forma menos robusta, indicando que sob essa condição de dressagem os microefeitos foram baixos. Nessa condição de dressagem suave os macroefeitos também foram baixos, $W_t = 0,14 \mu\text{m}$, logo, os macroefeitos não exercem influência no processo de retificação e sim os microefeitos que, embora sejam pequenos, proporcionam uma condição de retificação de acabamento, com pouca remoção de material e gerando, conseqüentemente, um melhor acabamento superficial, com baixos valores de rugosidade e menores esforços de corte (DE OLIVEIRA, 2001).

Quando a dressagem realizada no rebolo assegura a este um condicionamento suave ou fino, são os microefeitos os responsáveis pela qualidade superficial das peças retificadas, pois em decorrência da dressagem, os macroefeitos e os microefeitos são pequenos; logo, o perfil helicoidal, o qual é gerado pela combinação entre os movimentos de rotação do rebolo e de avanço do dressador, apresenta um filete de rosca pouco profundo (DE OLIVEIRA, 2001; KÖNIG, 1980).

É fundamental destacar que ao longo da retificação o rebolo deixa sobre a superfície da peça a impressão de sua topografia por meio da combinação entre o movimento de avanço da peça e o de rotação do rebolo. Dessa maneira, se o rebolo foi dressado sob condições

agressivas, o processo de retificação tende a um desbaste e a superfície da peça apresentará um acabamento mais grosseiro. Por outro lado, se o rebolo foi submetido a uma dressagem suave, a retificação tende a ser de acabamento gerando na superfície da peça um acabamento superficial com qualidade (KLOCKE, 2009).

Conforme mencionado por Mukhopadhyay et al. (2019), a dressagem é uma operação de extrema importância para a retificação pois além de influenciar na topografia do rebolo ela interfere diretamente na retificabilidade, em especial, de materiais como a liga Ti-6Al-4V que possui uma alta reatividade com materiais cerâmicos (materiais que compõem os rebolos), uma baixa condutividade térmica ($6,6 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ à 20°C) e pela sua capacidade de manter a sua dureza mesmo em elevadas temperaturas, o que faz com que esta liga seja considerada de difícil retificabilidade.

Portanto, a mudança na topografia do rebolo por meio da dressagem interfere sensivelmente na retificação de ligas de titânio, podendo inclusive melhorar a sua retificabilidade, sem a necessidade de modificar condições de corte como penetração de trabalho, por exemplo, algo normalmente feito em trabalhos disponíveis na literatura, mas que pouco efeito surte em termos de melhoria da qualidade superficial das peças.

Ainda sobre este mesmo estudo sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V com rebolo de óxido de alumínio dressado em diferentes condições de profundidade de dressagem os autores observaram que nas condições de dressagem em que a profundidade de dressagem mais alta ($25 \mu\text{m}$) as arestas geradas eram mais friáveis, enquanto em que baixos valores de profundidade de dressagem ($5 \mu\text{m}$) os abrasivos apresentaram-se mais achatados e arredondados, indicando, portanto que houve desgaste por difusão nestas condições. Assim, além do grau de recobrimento, a profundidade de dressagem influencia nos microefeitos e nos macroefeitos.

É importante destacar que, segundo Malkin e Guo, (2008), os abrasivos de carbetto de silício são materiais cerâmicos que, após a dressagem, apresentam maior friabilidade que os grãos de cerâmicos de alumina convencionais, com isso apresentam arestas mais afiadas e pontiagudas.

Além disso, de acordo com Ninomi et al. (2007) em virtude da alta reatividade da liga Ti-6Al-4V com materiais cerâmicos em altas temperaturas, também em função da baixa condutividade térmica dessa liga e da sua elevada dureza em altas temperaturas, a sua retificabilidade torna-se comprometida, o que dentre outros fatores, exige por parte da máquina retificada maiores esforços de corte para garantir o cisalhamento de material, o que influencia no comportamento tribológico e normalmente afeta negativamente o acabamento da peça.

Setti et al., (2015) afirmam que na indústria metal mecânica em geral, o principal objetivo é a obtenção de peças com boa qualidade superficial e, quando é necessário um acabamento mais fino é utilizado rebolo com baixa agressividade, ou com condicionamento fino ou suave. Quando há a necessidade de uma maior taxa de remoção de material, dá-se preferência ao uso de rebolos mais agressivos, os quais são dressados em condições em condições com maior agressividade de dressagem (SETTI et al., 2015).

Como na prática é difícil a troca constante do rebolo abrasivo, o condicionamento do rebolo é feito de acordo com as necessidades do processo. Portanto, para uma operação de desbaste, o rebolo é submetido a uma dressagem grosseira; enquanto que para uma operação de acabamento o rebolo é condicionado por meio de uma dressagem fina. Segundo Klocke (2009) graus de recobrimento entre 2 e 3 indicam retificação de desbaste, de 3 a 4 semi precisão, de 4 a 6 retificação de acabamento e acima de 6m retificação de acabamento fino.

Ainda segundo Setti et al. (2015), esse condicionamento é obtido por meio da dressagem a qual permite realizar a limpeza de impurezas nos poros do rebolo a fim de facilitar o processo de remoção de cavacos, haja vista que, no caso da liga Ti-6Al-4V, por conta de sua baixa capacidade de dissipação de calor e reatividade, é comum que cavacos entrem em fusão na superfície da peça quando não são adequadamente removidos, o que prejudica sensivelmente o acabamento superficial das amostras.

De acordo com Godino et al. (2019), o tipo de dressador também influencia significativamente na rugosidade das superfícies retificadas. O dressador fliesen é indicado para condições de perfilamento em que há a necessidade de uma elevada remoção de abrasivos do rebolo, proporcionando aos mesmos uma maior friabilidade, ou seja, as arestas dos abrasivos após a dressagem tendem a ser mais pontiagudas o que favorece o cisalhamento de material ao longo da retificação.

Esse tipo de dressador é comumente empregado na indústria (GODINO et al., 2019) por permitir maior rapidez na dressagem, assim aumentando a produtividade em termos de tempo de dressagem. Por outro lado, o dressador ponta única de diamante assegura uma menor remoção de material abrasivo, gerando, por conseguinte, arestas menos afiadas e é indicado para perfilamento. É importante destacar que o dressador fliesen possui mais de uma ponta de diamante (GODINO et al., 2019), e por isso tem o seu custo superior aquele do dressador de ponta única.

Em razão disso, é possível afirmar que as condições de dressagem influenciam significativamente na topografia da superfície de corte do rebolo o que interfere diretamente na retificabilidade dos materiais, em especial, a liga Ti-6Al-4V.

4.7 Relação G

Após a realização dos ensaios experimentais de retificação nas amostras da liga Ti-6Al-4V com rebolo de SiC e da análise da rugosidade superficial, imagens da textura das superfícies retificadas via microscopia eletrônica de varredura (MEV), microdureza, microestrutura, potência de retificação, macroefeitos e microefeitos, foram selecionadas as condições operacionais mais críticas de usinagem, conforme descrito na Tab. 3.5

Diante disso, foram realizados ensaios experimentais à parte a fim de avaliar o volume de material removido das peças (Z_w), o volume de rebolo desgastado (Z_s) e, consequentemente, a relação G. É fundamental ressaltar que a análise da relação G permite avaliar a retificabilidade do processo, no caso, a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V mediante o uso de um rebolo de SiC (C46K5V5) o qual foi submetido a diferentes condições de dressagem, Tab. 3. 5.

Cabe destacar que se optou por manter a profundidade de dressagem em $a_d = 40 \mu\text{m}$ pois sob essa condição os macroefeitos e os microefeitos foram mais expressivos. Esse estudo acerca da relação G é recente e existem poucos trabalhos na literatura que buscaram avaliar esse parâmetro de saída.

Dessa forma, a partir dos ensaios experimentais foi possível calcular o volume de material removido da peça (Z_w) em função de diferentes condições de dressagem, conforme ilustrado no gráfico da Fig. 4. 19.

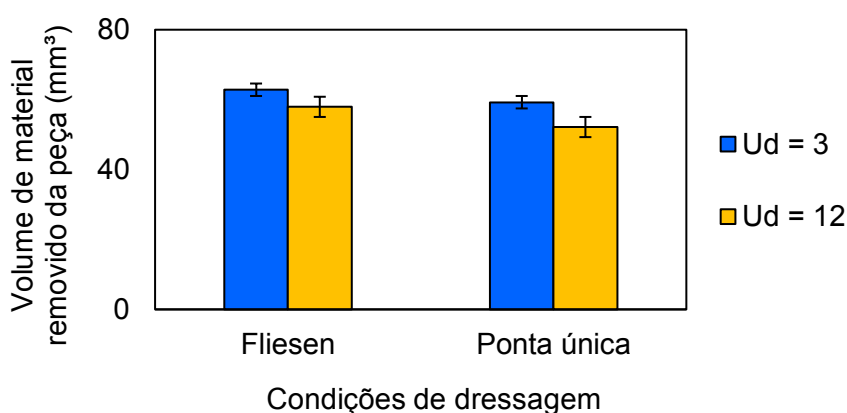


Figura 4. 19 – Volume de material removido da peça, em mm^3 em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC.

De acordo com a Fig. 4. 19, ao submeter o rebolo de SiC a uma dressagem pela ação do dressador fliesen, ao empregar um grau de recobrimento $U_d = 3$, isto é, ao submeter o rebolo de SiC ao condicionamento mais grosseiro, o volume de material removido da peça foi $[62,83 \pm 0,81] \text{ mm}^3$. Todavia, ao mudar o condicionamento do rebolo para $U_d = 12$, mantendo-se o mesmo dressador fliesen, constatou-se que o volume de material removido da peça foi equivalente a $[57,94 \pm 1,10] \text{ mm}^3$, Fig. 4. 19. Essa mudança de condicionamento proporcionou uma queda de 7,78 % no volume de material removido da peça.

Ao empregar um dressador ponta única de diamante, um grau de recobrimento $U_d = 3$, o volume de material removido da peça foi equivalente a $[59,27 \pm 0,78] \text{ mm}^3$. Ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, Fig. 4. 19, o que representou uma queda de 11,98 % no volume de material removido da peça ($[52,17 \pm 0,83] \text{ mm}^3$).

Em posse desses resultados, foi desenvolvida uma avaliação estatística, por meio da análise de variância (ANOVA), realizada no software Excel 2016, a uma confiabilidade de 95 %, cujos parâmetros determinados encontram-se na Tab. 4. 6.

Tabela 4. 6 – Análise de variância referente ao volume de material removido da peça em diferentes condições de dressagem.

	Análise de Variância (ANOVA) – Volume de material removido da peça				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,219010	35,94003	35,94003	1	3,127497
Dressador	0,116040	35,94003	35,94003	1	2,434307
Ud x dressador	0,021247	57,70221	19,23413	3	17,34629

De acordo com os resultados dispostos na Tab. 4. 6, os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador, isoladamente, não exerceram influência significativa nos resultados de volume de material removido da peça (Z_w), posto que o respectivos “p-valores” foram maiores que $\alpha = 0,05$, e os valores do fator F nos dois casos foram inferiores a 3,434. Contudo, ao analisar a influência conjunta dos dois parâmetros, essa foi expressiva, pois o “p-valor” encontrado foi menor que $\alpha = 0,05$ e o fator F, maior que 3,434, Tab. 4. 6.

Por outro lado, na Figura 4. 20, encontram-se dispostos os resultados de volume de rebolo desgastado (Z_s) em função do grau de recobrimento e do tipo de dressador empregados.

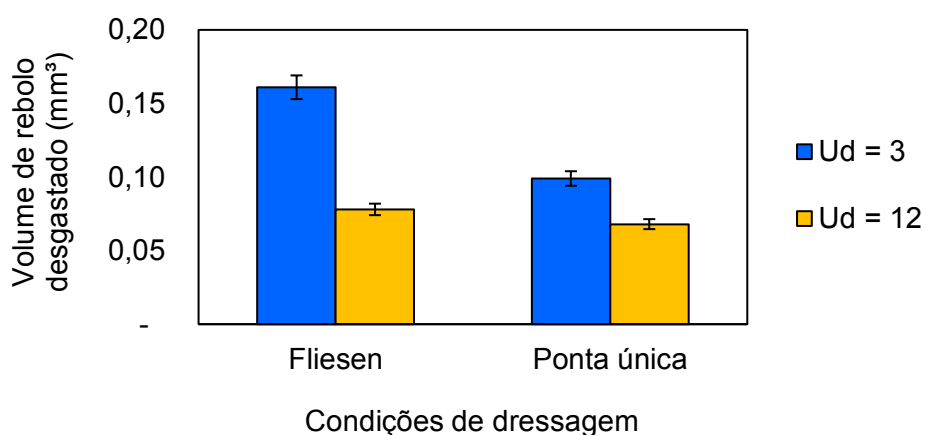


Figura 4. 20 – Volume de rebolo desgastado, em mm^3 , em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC.

De acordo com a Fig. 4. 20, quando o rebolo de SiC foi submetido a um condicionamento por meio da ação do dressador fliesen e um grau de recobrimento $U_d = 3$, o volume de material de rebolo desgastado (Z_s) foi $[0,16 \pm 0,02] \text{ mm}^3$, porém ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, houve uma redução de 50,00 % no volume de rebolo desgastado, o qual foi equivalente $[0,08 \pm 0,01] \text{ mm}^3$, Fig. 4. 20.

Da mesma forma, quando foi utilizado um dressador ponta única de diamante, o volume de rebolo desgastado foi equivalente a $[0,10 \pm 0,01] \text{ mm}^3$, na condição em que $U_d = 3$, enquanto ao utilizar um grau de recobrimento $U_d = 12$, o volume de rebolo desgastado foi $[0,07 \pm 0,02] \text{ mm}^3$, uma redução de 30,00 %, Fig. 4. 20.

A partir dos resultados encontrados, foi desenvolvida uma análise de variância (ANOVA), por meio do software Excel 2016, a uma confiabilidade de 95 %, sendo que os valores encontrados estão dispostos na Tab. 4. 7.

Tabela 4. 7 - Análise de variância referente ao volume de rebolo desgastado da peça em diferentes condições de dressagem.

	Análise de Variância (ANOVA) – Volume de rebolo desgastado				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,212274	0,003025	0,003025	1	3,270274
Dressador	0,498720	0,001225	0,001225	1	0,671233
Ud x dressador	0,032458	12,34569	13,45982	3	4,532686

Diante dos dados apresentados na Tab. 4. 7, constatou-se que os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador, isoladamente não exercem influência sobre o volume

de rebolo desgastado, Z_s , haja vista que os respectivos “p-valores” são maiores que $\alpha = 0,05$ e o fator F, menor que 3,434. Contudo, ainda de acordo com a Tab. 4. 7, a combinação entre os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador exerce influência sobre os resultados pois, neste caso, o “p-valor” é maior que $\alpha = 0,05$ e o fato F é maior que 3,434.

Sob essa perspectiva, foi desenvolvido o cálculo da relação G, em função dos volumes de material removido da peça (Z_w) e de rebolo desgastado (Z_s), de acordo com a Eq. 2. 3.

Os resultados referentes a relação G encontram-se disponíveis, graficamente, na Fig. 4. 21.

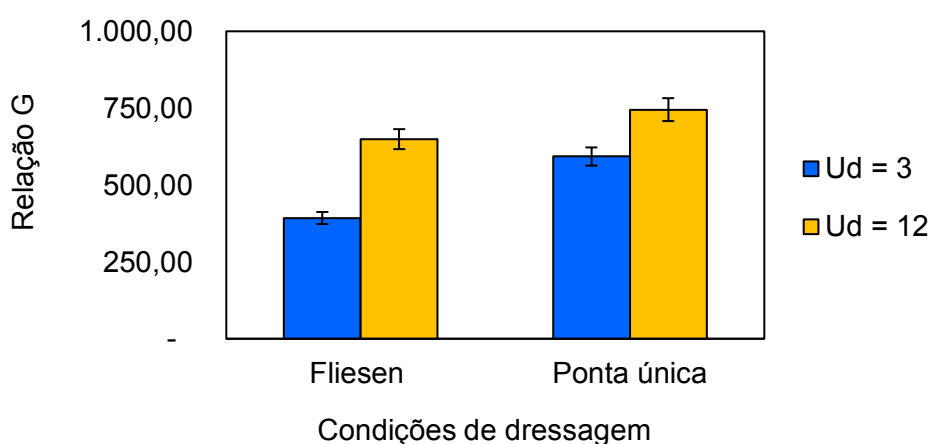


Figura 4. 21 – Valores de Relação em função do grau de recobrimento do rebolo e do tipo de dressador empregados ao longo da dressagem do rebolo de SiC.

A partir dos resultados apresentados na Fig. 4. 21 foi possível verificar que ao submeter o rebolo de SiC a dressagem por meio do dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a relação G foi equivalente $[392,69 \pm 12,23]$, mas ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, o valor de relação G aumento em 65,93 %, equivalente a $[649,25 \pm 21,02]$.

Quando foi utilizado um dressador ponta única de diamante ao longo da dressagem do rebolo de SiC a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a relação G foi equivalente a $[592,70 \pm 11,93]$, porém ao mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, a relação G aumentou em 25,74 %, atingindo um valor equivalente $[745,29 \pm 13,45]$, Fig. 4. 21.

Em posse desses resultados foi desenvolvido tratamento estatístico dos resultados por meio da análise de variância (ANOVA) a qual foi realizada no software Excel 2016, a uma confiabilidade de 95 %, sendo que os resultados alcançados se encontram na Tab. 4. 8.

Tabela 4. 8 - Análise de variância referente a relação G em diferentes condições de dressagem.

	Análise de Variância (ANOVA) – Relação G				
	p-valor	SQ	MQ	GL	F
Ud	0,004927	87602,51	87602,51	1	56,1212
Dressador	0,013205	43225,52	43225,53	1	27,9445
Ud x dressador	0,000061	42332,97	42332,94	3	28,7886

De acordo com os dados apresentados na Tab. 4. 8, os parâmetros grau de recobrimento (Ud) e tipo de dressador, tanto isolados quanto combinados exercem significativa influência sobre os resultados de relação G, haja vista que os “p-valores” encontrados são todos menores que $\alpha = 0,05$ e os valores relativos ao fator “F” são maiores que 3,434. Nas Fig. 4. 21 (a), (b), (c), (d), (f) e (g) estão representados os gráficos relativos aos efeitos do grau de recobrimento e do dressador fliesen sobre o volume de material removido da peça, volume de rebolo desgastado e relação G.

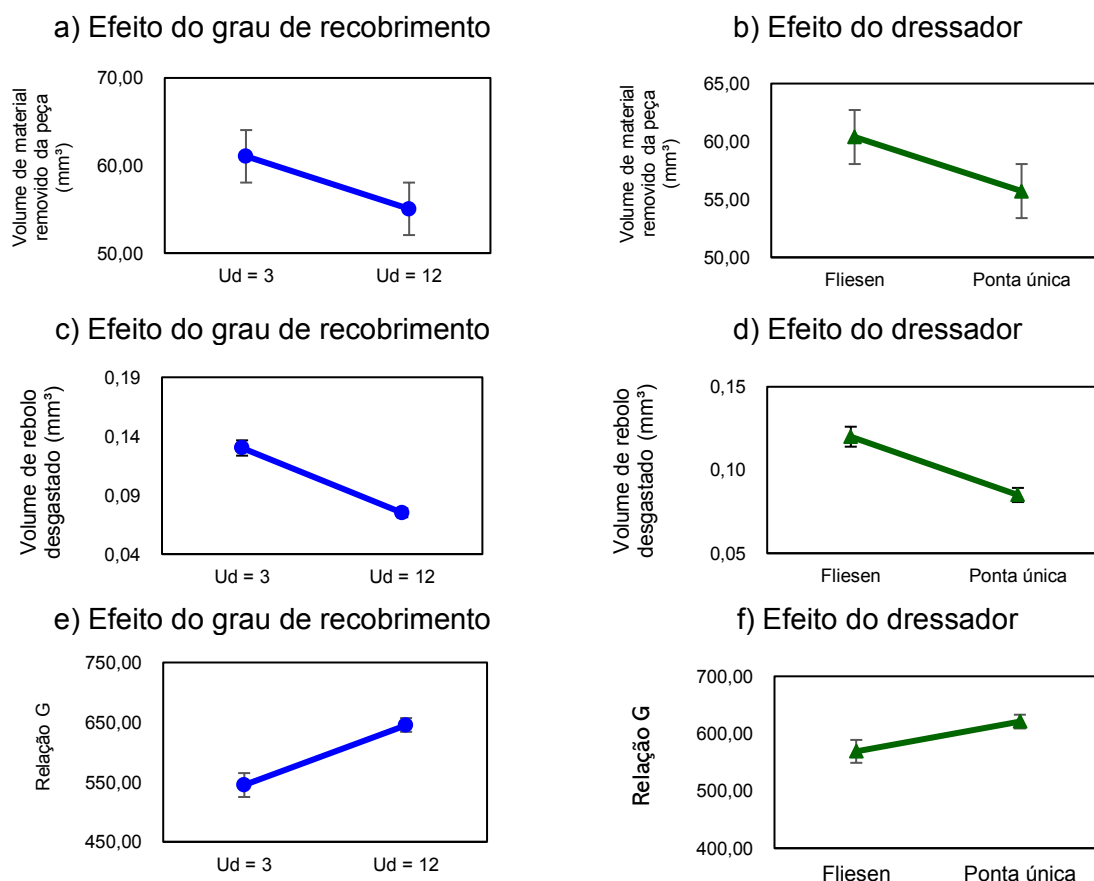


Figura 4. 22 – Efeito do grau de recobrimento do rebolo (a), (c), (e) e do dressador (b), (d) e (f) sobre o volume de material removido da peça, o volume de rebolo desgastado e relação G, respectivamente.

Além disso, foram obtidas imagens das superfícies do rebolo de SiC antes e após a dressagem nas condições empregadas nos ensaios de desgaste, por meio de uma câmera tricoscópica, sendo que essas imagens se encontram dispostas nas Fig. 4. 23 (a), (b), (c) e (d), para o caso em que a dressagem do rebolo foi feita com dressador fliesen.

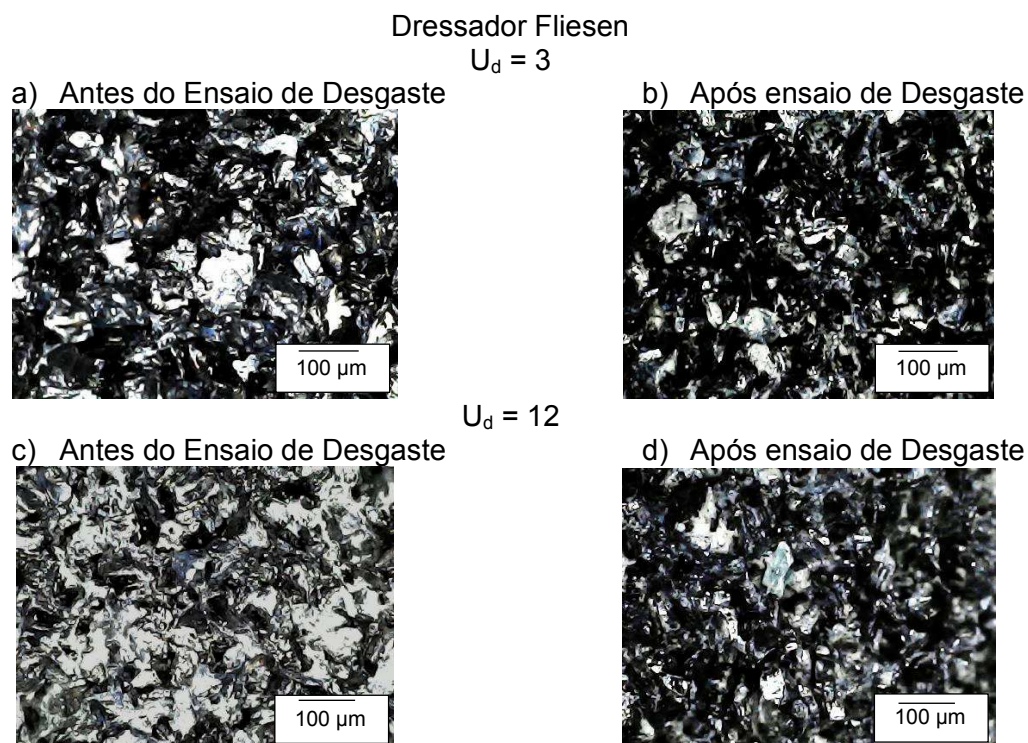


Figura 4. 23 – Abrasivos do rebolo de SiC antes (a) e após (b) os ensaios de desgaste com dressador fliesen e $U_d = 3$, e antes (c) e após (d) os ensaios de desgaste com dressador fliesen e $U_d = 12$.

De acordo com De Oliveira (2001), ao submeter o rebolo abrasivo a uma dressagem grosseira em que a profundidade de dressagem é elevada e o grau de recobrimento é baixo, os macroefeitos e o microefeitos são mais pronunciados. Assim, a superfície de corte do rebolo torna-se mais agressiva e mais apta à remoção de material da peça, conforme visto nos ensaios em que nas condições em que o grau de recobrimento foi igual a 3, houve uma maior remoção de material. Contudo, em especial quando foi utilizado o dressador fliesen, o desgaste do rebolo foi muito elevado e, conseqüentemente a relação G foi baixa.

De todos os ensaios, o menor valor de relação G foi alcançado na condição em que o rebolo foi dressado a um baixo valor de grau de recobrimento ($U_d = 3$) e mediante a ação de um dressador fliesen. Esses resultados mostram que os macroefeitos gerados no rebolo, $W_t = 4,44 \mu\text{m}$, e os microefeitos, Fig. 4. 23 (a) e (b) representados pelos abrasivos afiados e fraturados geraram uma superfície de corte apta a uma condição de desbaste, observou-se

abrasivos removidos e afiados indicando que ao longo da usinagem houve bastante remoção de material, conforme foi mensurado posteriormente.

Como a relação G é um indicativo da retificabilidade do processo, foi verificado que sob condições agressivas de dressagem e mediante o uso do dressador fliesen o desgaste do rebolo suplantou o volume de material removido da peça, indicando que o rebolo sofre um elevado desgaste para gerar cavacos; assim, sob essas condições de dressagem grosseira, em que os macro e microefeitos são evidentes, a retificabilidade do processo tornou-se comprometida.

No entanto, ao mudar somente o grau de recobrimento do rebolo para $U_d = 12$, os macroefeitos foram reduzidos, $W_t = 0,28 \mu\text{m}$, e a ação dos microefeitos predominou, Fig. 4. 23 (c) e (d). Dessa forma, o volume de desgastado em relação ao volume de material removido da peça proporcionaram uma relação G maior, comparativamente ao caso anterior, indicando que houve uma melhora na retificabilidade do processo, isto é, o rebolo apresentou um menor desgaste ao remover material da peça, sob as mesmas condições de corte.

De acordo com a Fig. 4. 23 (a), foi possível observar que antes do ensaio de desgaste o rebolo de SiC dressado com o uso de um dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, apresentou microefeitos bastante evidentes, com as partículas abrasivas bastante afiadas e que após os ensaios, Fig. 4. 23 (b), verificou-se partículas fraturas, arrancadas e algumas, inclusive, achatadas o que pode ser um indicativo de desgaste do rebolo.

Nas Figuras 4. 24 (a), (b), (c) e (d) estão representadas imagens dos abrasivos de SiC antes e após a dressagem com dressador ponta única de diamante, nos graus de recobrimento $U_d = 3$ e $U_d = 12$.

Por outro lado, quando foi utilizado o dressador de ponta única, foi constatado a partir dos resultados que sob a condição de dressagem grosseria ($U_d = 3$), a relação G foi maior que a alcançada, sob as mesmas condições, com o uso de um dressador fliesen a relação G aumentou de $[392,69 \pm 12,33]$ para $[649,25 \pm 21,02]$, um aumento de 65,33 %, o qual indica que a mudança no tipo de dressador, para as mesmas condições operacionais e de dressagem, melhorou a retificabilidade da liga de Ti-6Al-4V.

O mesmo é válido para as condições mais suaves de dressagem, em que $U_d = 12$. A mudança no tipo de dressador (de fliesen para ponta única de diamante) proporcionou um aumento na relação G de $[592,70 \pm 11,93]$ para $[745,29 \pm 13,45]$, um aumento percentual de 25,74 %. De acordo com as Fig. 4. 24 (a) e (b) foi possível observar microefeitos bastante evidentes em especial na condição em que $U_d = 3$, ao contrário do observado na condição $U_d = 12$, Fig. 4. 24 (c) e (d). Mas após os ensaios de desgaste, verificou-se abrasivos fraturados em ambas as condições, porém, de forma menos pronunciada que na condição em que o dressador fliesen foi empregado.

Da mesma maneira, sob a condição de uso do dressador ponta única, a mudança para um grau de recobrimento $U_d = 12$ provocou uma diminuição no desgaste do rebolo, o que provocou uma melhora significativa na retificabilidade do processo, pelo aumento na relação G. Nessa situação, quando o rebolo foi condicionado a uma condição de dressagem grosseira, a ondulação teórica gerada foi de $W_t = 4,44 \mu\text{m}$.

Assim, o rebolo adquiriu um comportamento agressivo que permitiu uma maior remoção de material da peça, mas com um desgaste elevado, corroborando em um valor de relação G baixo indicando assim que a retificabilidade do processo ficou comprometida, pois para remover um determinado volume de material da liga de titânio, o rebolo de carbeto de silício sofreu com alto desgaste. Todavia, ao mudar o grau de recobrimento do rebolo para $U_d = 12$, o desgaste do rebolo foi menor e assim, a relação G do processo aumentou definindo uma melhora na retificabilidade do processo.

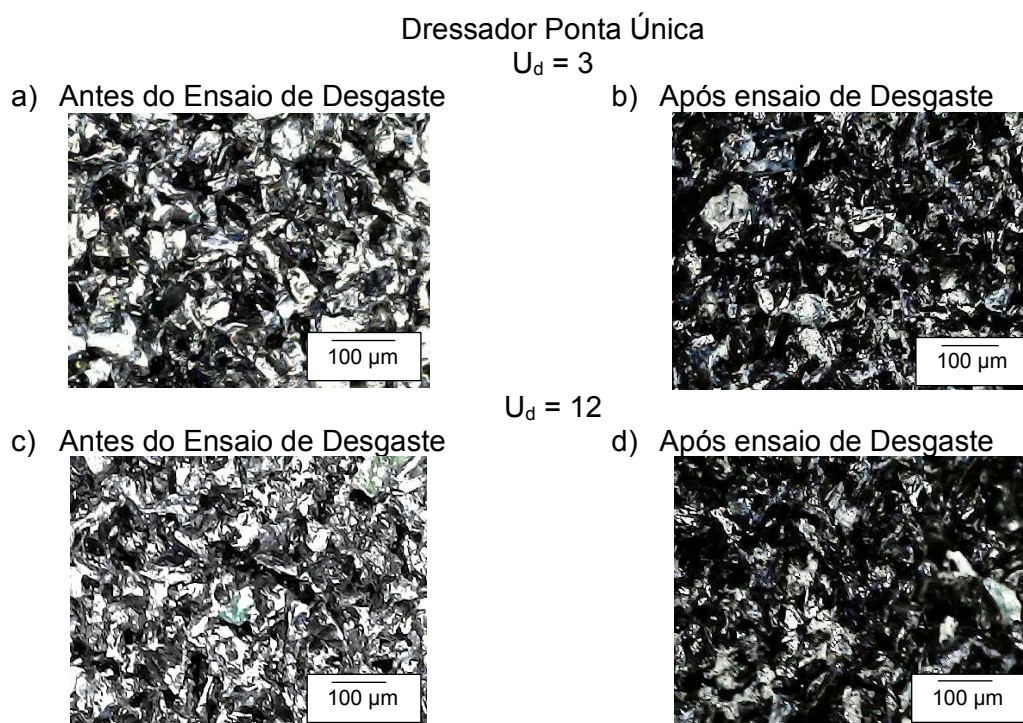


Figura 4. 24 - Abrasivos do rebolo de SiC antes (a) e após (b) os ensaios de desgaste com dressador ponta única e $U_d = 3$, e antes (c) e após (d) os ensaios de desgaste com dressador ponta única e $U_d = 12$.

Um comportamento similar foi verificado por Mukhopadhyay e Kundu (2018) ao analisarem os efeitos proporcionados pela dressagem a diferentes valores de profundidade de dressagem ($5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$, $15 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$ e $25 \mu\text{m}$) sobre a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V analisada em termos da relação G. Como ferramenta de corte os autores empregaram um

rebolo de óxido de alumínio branco (AA60K5V8) o qual foi dressado com um dressador ponta única de diamante, sendo que tanto a dressagem quanto os ensaios de retificação plana tangencial foram desenvolvidos na ausência de fluido de corte. A partir da avaliação do volume de material removido da peça e do volume de rebolo desgastado foram obtidos os valores de relação G para cada condição de profundidade de dressagem empregados na dressagem do rebolo.

Segundo Mukhopadhyay e Kundu (2018) houve um aumento na relação G proporcional ao aumento na profundidade de dressagem ao que os autores atribuíram ao fato de que, quanto maior a profundidade de dressagem maior é o espaço entre os abrasivos e assim a capacidade do rebolo em remover material da peça tende a ser maior. Se o volume de material removido da peça é alto e o volume de rebolo desgastado é baixo, a relação G tende a ser proporcionalmente elevada, o que é um indicativo de que o processo possui boa retificabilidade.

No caso do presente estudo, o espaço entre os abrasivos é maior sob a condição mais grosseira de grau de recobrimento, $U_d = 3$. Nessa situação, a ondulação teórica gerada foi de $4,44 \mu\text{m}$ (condição de uso do dressador fliesen) e de $4,44 \mu\text{m}$ (condição de uso do dressador ponta única). Logo, sob essas condições os espaços entre os abrasivos do rebolo foram maiores, Fig. 4. 23 (a) e (b) e 4. 24 (a) e (b), e assim a capacidade do rebolo em remover material é maior.

Contudo, sob essas circunstâncias verificou-se que para remover material da liga de titânio, houve um alto desgaste no rebolo, o que foi confirmado pelos valores de volume de rebolo desgastado. Dessa maneira, a retificabilidade da liga de titânio ficou bastante prejudicada quando o rebolo de carbeto de silício foi dressado a uma condição grosseira. No entanto, ao mudar tão somente o grau de recobrimento do rebolo para uma condição fina, a retificabilidade da liga de titânio aumentou consideravelmente.

CAPÍTULO V

CONCLUSÃO

A partir dos ensaios experimentais de retificação plana tangencial em amostras da liga Ti-6Al-4V, com o uso de um rebolo abrasivo de SiC (#46), o qual foi condicionado sob diferentes condições de dressagem a fim de retificar as amostras em diferentes condições de penetração de trabalho, algumas conclusões foram alcançadas mediante a análise dos resultados.

- A análise dos parâmetros de rugosidade Ra, Rt e Rz mostrou que ao submeter o rebolo de SiC a um condicionamento grosseiro ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) os valores de rugosidade foram os mais altos de todos os ensaios, em ambas as condições de dressadores empregados, mas ao mudar para uma condição suave de dressagem ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), em que a redução na rugosidade Ra chegou 54,62 % no parâmetro Ra, 41,34 % no parâmetro Rt e 49,25 %.
- A mudança na penetração de trabalho não provocou reduções expressivas na rugosidade. Sob a condição de uso do dressador fliesen (mais agressivo que o ponta única), a mudança na dressagem de uma condição grosseira ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) para uma condição suave ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), provocou uma redução nos parâmetros Ra, Rt e Rz, respectivamente, igual a 11,56 %, 1,94 % e 8,95 %.
- Ao avaliar estatisticamente os resultados de rugosidade Ra, Rt e Rz em termos da análise de variância (ANOVA) foi verificado que os parâmetros de dressagem (tipo de dressador, grau de recobrimento do rebolo e profundidade de dressagem) exerceram influência significativa, tanto isoladamente quando em conjunto. Por outro lado, a penetração de trabalho só exerce influência expressiva quando analisada em conjunto com o grau de recobrimento do rebolo, mas isoladamente ela não exerce influência.
- A análise da textura das superfícies de Ti-6Al-4V mostrou que após a retificação com rebolo de SiC condicionado mediante a ação do dressador fliesen a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ as

superfícies apresentaram o acabamento superficial bastante comprometido, com sulcos irregulares, destacamento de material, deslocamento lateral de material, e, a uma penetração de trabalho severa, $a_e = 30 \mu\text{m}$, foram observadas trincas inclusive.

- Ao submeter o rebolo a uma dressagem pela ação do dressador ponta única de diamante, um grau de recobrimento $U_d = 12$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, o acabamento das peças de Ti-6Al-4V apresentou uma textura mais uniforme, com sulcos orientados e pouco deslocamento lateral de material.
- Diante das imagens das texturas retificadas foi possível verificar, também, que a penetração de trabalho quando combinada com as condições de dressagem (tipo de dressador, grau de recobrimento e profundidade de dressagem), pode influenciar no acabamento superficial, haja vista que a uma condição severa de penetração de trabalho, $a_e = 30 \mu\text{m}$, combinada com o rebolo de SiC dressado pela ação do dressador fliesen, $U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$ gerou muitas trincas de origem térmica e destacamento de material, algo que não foi observado nas condições de $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_e = 20 \mu\text{m}$.
- De maneira geral, em termos de microdureza, em regiões a partir de $30 \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada, há um aumento na microdureza (*hardening*), sendo que sob condições mais severas de dressagem essa variação em relação ao valor de referência do material ($[381 \pm 2] \text{ HV}$) além de ser maior se estende por uma profundidade de até $270 \mu\text{m}$, como é o caso dos ensaios realizados com o rebolo de SiC condicionado pela ação do dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, em que a microdureza chegou a um valor de $[440 \pm 2] \text{ HV}$ estendendo-se a uma profundidade de $270 \mu\text{m}$.
- Por outro lado, quando o rebolo de SiC foi condicionado por um dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 12$ e um $a_d = 20 \mu\text{m}$, em regiões próximas a superfície retificada ($30 \mu\text{m}$) a microdureza chegou a $[400 \pm 2] \text{ HV}$ e estabilizou no valor de referência do material a uma profundidade de $120 \mu\text{m}$.
- A avaliação estatística dos resultados mostrou, em termos de análise de variância (ANOVA), que a penetração de trabalho, isoladamente, não foi capaz de influenciar significativamente nos resultados de microdureza, ao contrário do observado pela sua ação conjunta com o grau de recobrimento. Os parâmetros de dressagem, por sua vez, exerceram influência expressiva sobre os resultados de microdureza, quando analisados em conjunto ou isoladamente.
- A análise da microestrutura de Ti-6Al-4V abaixo da superfície retificada na condição de penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$, em que o rebolo de SiC foi

dressado com dressador fliesen, mostrou que a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$ os danos microestruturais estenderam-se até uma profundidade de aproximadamente $250 \mu\text{m}$, em função de uma camada escura observada. Ao mudar o grau de recobrimento e a profundidade de dressagem para, respectivamente, $U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$, não foi observada uma camada escura termicamente afetada, abaixo da superfície retificada.

- Nas condições em que o rebolo de SiC foi dressado pela ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e a uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, observou-se uma camada escura termicamente afetada a uma distância abaixo da superfície retificada de até $150 \mu\text{m}$. Contudo, a mesma não foi observada quando o rebolo de SiC foi submetido a uma dressagem suave ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$).
- Nos ensaios experimentais de retificação nas amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de SiC condicionado mediante a ação do dressador fliesen, a uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, foi observado uma queda de 16,75 % na potência máxima de retificação ao mudar o grau de recobrimento do rebolo de $U_d = 3$ para $U_d = 12$, enquanto a mudança nas condições de penetração de trabalho ($a_e = 10 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$) proporcionou uma redução em 3,43 % (a um $U_d = 3$) e de 4,23 % (a um $U_d = 12$).
- Mantendo-se o dressador fliesen e alterando a profundidade de dressagem para um valor maior, $a_d = 40 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento do rebolo gerou uma queda de 24,33 % na potência máxima de retificação, enquanto a variação na penetração de trabalho proporcionou uma redução de apenas 2,55 % (a um $U_d = 3$) e de 17,83 % (a um $U_d = 12$).
- Ao condicionar o rebolo a um dressador ponta única de diamante, a uma profundidade de $a_e = 20 \mu\text{m}$, a mudança no grau de recobrimento gerou uma queda de 17,27 % na potência máxima de retificação, enquanto a mudança nas condições de penetração de trabalho gerou uma queda de 7,19 % (a um $U_d = 3$) e de 5,20 % (a um $U_d = 12$). Quando uma profundidade de dressagem maior foi adotada, $a_e = 40 \mu\text{m}$, mantendo-se o dressador ponta única, a alteração no grau de recobrimento provocou uma queda de 23,30 % na potência, enquanto a variação nas condições de penetração de trabalho causou uma queda de 8,72 % (a um $U_d = 3$) e uma queda de 7,23 % (a um $U_d = 12$).
- A análise de variância (ANOVA) empregada na avaliação dos valores de potência máxima de retificação mostrou que os parâmetros de dressagem tipo de dressador,

grau de recobrimento (U_d) e profundidade de dressagem (a_d) exerceram influência significativa sobre os resultados quando analisados isoladamente e em conjunto. Todavia, a penetração de trabalho ao ser analisada isoladamente não exerceu influência significativa sobre os resultados de potência máxima de retificação, a não quando analisada em conjunto com o grau de recobrimento (U_d).

- A análise dos macroefeitos gerados na superfície de corte do rebolo abrasivo mostrou que ao dressar o rebolo de SiC com um grau de recobrimento $U_d = 3$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \mu\text{m}$, foram obtidos os macroefeitos mais expressivos ($W_t = 4,44 \mu\text{m}$), em ambas as condições de tipo de dressador empregado (fliesen e ponta única).
- Ainda sob essa condição grosseira de dressagem ($U_d = 3$ e $a_d = 40 \mu\text{m}$) foi possível observar por meio das imagens dos abrasivos de SiC que, após a dressagem, os microefeitos foram muito expressivos, com abrasivos robustos de arestas afiadas.
- Contudo, ao mudar o condicionamento do rebolo, por meio da dressagem, utilizando um grau de recobrimento $U_d = 12$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \mu\text{m}$, os macroefeitos foram da ordem de apenas $W_t = 0,14 \mu\text{m}$.
- Sob essa condição suave de dressagem ($U_d = 12$ e $a_d = 20 \mu\text{m}$), a análise dos microefeitos mostrou abrasivos menores, com arestas pouco afiadas e distribuídos uniformemente ao longo da superfície do rebolo.
- Após realizar os ensaios de desgaste com o rebolo de SiC (#46) foi possível calcular o volume de material removido da peça (Z_w), sendo que ao empregar um dressador fliesen, ao mudar o grau de recobrimento de $U_d = 3$ para $U_d = 12$, o volume de material removido da peça reduziu de $[62,83 \pm 0,81] \text{ mm}^3$ para $[57,94 \pm 1,10] \text{ mm}^3$, o que corresponde a uma queda de 7,78 %.
- Quando foi empregado um dressador ponta única de diamante, foi observado que a mudança no grau de recobrimento do rebolo de SiC de $U_d = 3$ para $U_d = 12$, ocasionou uma redução no volume de material removido da peça de $[59,27 \pm 0,78] \text{ mm}^3$ para $[52,17 \pm 0,83] \text{ mm}^3$, uma queda de 11,98 %.
- De acordo com a análise de variância (ANOVA) os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador não exercem influência significativa sobre o volume de material removido da peça (Z_w), quando analisados isoladamente. Contudo, ao analisar a combinação dos dois parâmetros foi verificada uma influência expressiva.
- Em termos de volume de rebolo desgastado (Z_s), foi possível constatar que ao dressar o rebolo de SiC com um dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, o volume desgastado foi equivalente a $[0,16 \pm 0,02] \text{ mm}^3$. Todavia, ao

mudar o grau de recobrimento para $U_d = 12$, houve uma queda de 50,00 % no volume de rebolo desgastado, que sob esta condição foi equivalente a $[0,08 \pm 0,01] \text{ mm}^3$.

- Ao utilizar um dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, o volume de rebolo desgastado foi igual a $[0,10 \pm 0,01] \text{ mm}^3$, mas ao mudar este parâmetro para $U_d = 12$, o volume de rebolo desgastado foi de $[0,07 \pm 0,02] \text{ mm}^3$, uma queda de 30,00 %.
- A partir da avaliação estatística dos resultados, em termos de análise de variância (ANOVA), o foi verificado que os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador não exercem influência sobre o volume de rebolo desgastados quando estudados separadamente. Porém, a combinação dos dois parâmetros influencia de forma significativa nos resultados.
- A partir do volume de material removido da peça (Z_w) e do volume de rebolo desgastado (Z_s) foi possível calcular a relação G, para cada condição operacional de dressagem empregada. Verificou-se que na condição em que o rebolo foi dressado com dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a relação G foi equivalente $[392,69 \pm 12,33]$, a qual aumentou em 65,33 % quando o grau de recobrimento utilizado foi $U_d = 12$, alcançando o valor $[649,25 \pm 21,02]$.
- Quando o rebolo de SiC foi dressado mediante a ação do dressador ponta única de diamante, a um grau de recobrimento $U_d = 3$, a relação G obtida foi equivalente a $[592,70 \pm 11,93]$, mas aumentou em 25,74 % quando utilizado a um grau de recobrimento $U_d = 12$, $[745,29 \pm 13,45]$.
- A análise de variância (ANOVA) nos resultados obtidos em termos de relação G mostrou que os parâmetros grau de recobrimento (U_d) e tipo de dressador exercem influência significativa sobre os resultados quando analisados combinados quanto isolados. Ao verificar a textura dos rebolos antes e após os ensaios de desgaste, foi verificado que mesmo com alguns abrasivos fraturados e outros desgastados os microefeitos persistiram, a depender das condições de dressagem empregadas.
- A partir da análise dos resultados alcançados, inclusive em termos estatísticos, foi possível verificar que a retificabilidade da liga Ti-6Al-4V melhora significativamente quando o rebolo de SiC (#46) é condicionado, pela dressagem, por meio da ação do dressador ponta única de diamante, combinado com um grau de recobrimento $U_d = 12$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 20 \text{ }\mu\text{m}$. Por outro lado, a pior condição para a retificabilidade da liga de titânio em estudo, é dressar o rebolo com um dressador fliesen, a um grau de recobrimento $U_d = 3$ e uma profundidade de dressagem $a_d = 40 \text{ }\mu\text{m}$.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AZIZI, A.; REZAEI, S. M.; RAHIMI, A. Study on the rotary cup dressing of CBN grinding wheel and the grinding performance. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 47, n. 9-12, p. 1053-1063, abr. 2010.

<https://doi.org/10.1007/s00170-009-2227-0>

BADGER, J.; MURPHY, S.; O'DONNELL, G. E. Acoustic emission in dressing of grinding wheels: AE intensity, dressing energy, and quantification of dressing sharpness and increase in diamond wear-flat size. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 125, p. 11-19, 1 fev. 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.11.007>

BLASER SWISSLUBE. Catálogo: Grindex 10. NY: BLASER SWISSLUBE, mar. 2011a, 1f.

BLASER SWISSLUBE. Catálogo: VASCO 7000. NY: BLASER SWISSLUBE, dez, 2011b, 2f.

BOCCHETTA, P. et al. Passive layers and corrosion resistance of biomedical ti-6al-4v and β -ti alloys *Coatings* MDPI AG, , 1 maio 2021.

<https://doi.org/10.3390/coatings11050487>

CALLISTER JR, W. D. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. 5. ed. Rio de Janeiro: LTC Editora, 2002.

CHEN, Z. et al. On the tribology and grinding performance of graphene-modified porous composite-bonded CBN wheel. *Ceramics International*, v. 47, n. 3, p. 3259-3266, 1 fev. 2021.

<https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.09.165>

DAMASCENO, R. F. Análise da influência da profundidade de corte e de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana do aço ABNT 4340. 2010. 162f. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual Paulista, UNESP, Bauru, SP.

DA SILVA, R. B. et al. A surface and sub-surface quality evaluation of three cast iron grades after grinding under various cutting conditions. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 99, n. 5-8, p. 1839-1852, 1 nov. 2018.
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2628-z>

DE MELLO, A. V. et al. Surface Grinding of Ti-6Al-4V Alloy with SiC Abrasive Wheel at Various Cutting Conditions. *Procedia Manufacturing*. Anais...Elsevier B.V., 2017.
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.057>

DE OLIVEIRA, J. F. G. Tópicos avançados sobre o processo de retificação. - reimpressão. Universidade de São Paulo - São Carlos, 2001.

DE OLIVEIRA, D.; DA SILVA, R. B.; GELAMO, R. V. Influence of multilayer graphene platelet concentration dispersed in semi-synthetic oil on the grinding performance of Inconel 718 alloy under various machining conditions. *Wear*, v. 426-427, p. 1371-1383, 30 abr. 2019.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.114>

DONACHIE, M. Introduction to Selection of Titanium Alloys. 2. ed. Ohio: ASM International, 2000. v. 1

DUYTRINH, N. et al. A new method for online monitoring when grinding Ti-6Al-4V alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 34, n. 1, p. 39-53, 2 jan. 2019.
<https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1532587>

EZUGWU, E. O. et al. Overview of the Machining of Titanium Alloys. In: *Encyclopedia of Sustainable Technologies*. [s.l.] Elsevier, 2017. p. 487-506.
<https://doi.org/10.1016/B978-0-12-409548-9.10216-7>

FATOBA, O. S.; ADESINA, O. S.; POPOOLA, A. P. I. Evaluation of microstructure, microhardness, and electrochemical properties of laser-deposited Ti-Co coatings on Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 97, n. 5-8, p.

2341-2350, 1 jul. 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2106-7>

FIOCCHI, A. A. Ciência e tecnologia da manufatura de ultraprecisão de cerâmicas avançadas: Lapidorreificação Ud de superfícies planas de zircônia tetragonal policristalina estabilizada com ítria. 2014. 327f. Tese de Doutorado- Universidade de São Paulo - São Carlos - SP.

FIOCCHI, A. A.; FORTULAN, C. A.; DE ANGELO SANCHEZ, L. E. Ultra-precision face grinding with constant pressure, lapping kinematics, and SiC grinding wheels dressed with overlap factor. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 79, n. 9-12, p. 1531-1543, 27 ago. 2015.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-6933-5>

GODINO, L. et al. On The Influence of Rotary Dresser Geometry on Wear Evolution and Grinding Process. *Materials*, v. 12, n. 23, p. 3855, 22 nov. 2019.

<https://doi.org/10.3390/ma12233855>

GRAF, W. *Cylindrical Grinding*. 1. ed. AG: COPYRIGHT WST, 2004. 87p.

GUBIANI, J. R. et al. An epigenetic modifier induces production of (10'S)-verruculide B, an inhibitor of protein tyrosine phosphatases by *Phoma* sp. nov. LG0217, a fungal endophyte of *Parkinsonia microphylla*. *Bioorganic and Medicinal Chemistry*, v. 25, n. 6, p. 1860-1866, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.bmc.2017.01.048>

GUO, G. et al. Experimental investigation on conventional grinding of Ti-6Al-4V using SiC abrasive. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 57, n. 1-4, p. 135-142, nov. 2011.

<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3272-z>

GUPTA, M. K. et al. A review on conventional and advanced minimum quantity lubrication approaches on performance measures of grinding process *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Springer Science and Business Media Deutschland GmbH, , 1 nov. 2021.

HUNG, P. T. et al. The study on surface grinding process of Ti-6AL-4V alloy with resinoid cBN grinding wheel. *International Journal of Modern Physics B*, v. 34, n. 22-24, 30 set.

2020.

<https://doi.org/10.1142/S0217979220401359>

INAGAKI, I. et al. Application and Features of Titanium for the Aerospace Industry NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL TECHNICAL REPORT . [s.l: s.n.].

ISKENDEROV, R. et al. Evaluating effectiveness of grinding process grain materials. Engineering for Rural Development. Anais...Latvia University of Agriculture, 2018.

<https://doi.org/10.22616/ERDev2018.17.N147>

JACKSON, M. J. et al. Laser cleaning and dressing of vitrified grinding wheels. Journal of Materials Processing Technology, v. 185, n. 1-3, p. 17-23, 30 abr. 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.03.109>

JACKSON, M. J.; DAVIM, J. P. Machining with abrasives. 1. ed. NY: SPRINGER, 2011, 439p.

<https://doi.org/10.1007/978-1-4419-7302-3>

JHA, A.; PAUL, S. Surface integrity in grinding of Ti-6Al-4V using monolayer superabrasive wheel. Advances in Materials and Processing Technologies, v. 5, n. 2, p. 213-225, 3 abr. 2019.

<https://doi.org/10.1080/2374068X.2018.1564866>

JIANG, J. L. et al. 2D/3D ground surface topography modeling considering dressing and wear effects in grinding process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 74, p. 29-40, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.07.002>

KACALAK, W. et al. Performance evaluation of the grinding wheel with aggregates of grains in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 94, n. 1-4, p. 301-314, 1 jan. 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-017-0905-x>

KADIVAR, M. et al. The effect of dressing parameters on micro-grinding of titanium alloy. Precision Engineering, v. 51, p. 176-185, 1 jan. 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.08.008>

KANDULNA, R.; NASKAR, A.; PAUL, S. Superabrasive Grinding Characteristics of Additively Manufactured Ti-6Al-4V. Transactions of the Indian National Academy of Engineering, v. 7, n. 1, p. 197-205, mar. 2022.
<https://doi.org/10.1007/s41403-021-00259-2>

KHRAMENKOV, M.; JERSÁK, J. Effect of the Dressing Process on the Surface Roughness in Cylindrical Grinding of Ti6Al4V Alloy Using Stationary Diamond Dressing Tools. Manufacturing Technology, v. 21, n. 5, p. 640-646, 2021.
<https://doi.org/10.21062/mft.2021.077>

KLOCKE, F. Manufacturing process 2: grinding, honing, lapping. 1. ed. AC: SPRINGER, 2009. 433p.
<https://doi.org/10.1007/978-3-540-92259-9>

KLOCKE, F.; LINKE, B. Mechanisms in the generation of grinding wheel topography by dressing. Production Engineering, v. 2, n. 2, p. 157-163, 2008.
<https://doi.org/10.1007/s11740-008-0101-9>

KLOCKE, F.; THIERMANN, J.; MATTFELD, P. Influence of the dressing process on grinding wheel wear. Production Engineering, v. 9, n. 5-6, p. 563-568, 1 dez. 2015.
<https://doi.org/10.1007/s11740-015-0606-y>

KÖNIG, W. Tecnologia da Fabricação - Retificação, Brunimento e Lapidação. Tradução: de Walter Lindolfo Weingaertner, 1980.

KUNDU, A. et al. Grinding Titanium grade 1 alloy with an alumina wheel using soap water. Procedia Manufacturing. Anais...Elsevier B.V., 2018.
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.02.049>

KUNDU, M. K. Laser dressing of grinding wheels - a review. Int. J. Mechatronics and Manufacturing Systems. [s.l.: s.n.].

KWAK, J. S.; HA, M. K. Detection of dressing time using the grinding force signal based on the discrete wavelet decomposition. International Journal of Advanced Manufacturing

Technology, v. 23, n. 1-2, p. 87-92, 2004.
<https://doi.org/10.1007/s00170-003-1556-7>

LEYENS, C. (CHRISTOPH); PETERS, M. (MANFRED). Titanium and titanium alloys : fundamentals and applications. [s.l.] Wiley-VCH, 2003.
<https://doi.org/10.1002/3527602119>

LI, S. et al. Fundamental Machining Characteristics of Ultrasonic-Assisted Electrochemical Grinding of Ti-6Al-4V. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, v. 140, n. 7, 1 jul. 2018a.
<https://doi.org/10.1115/1.4039855>

LI, Z. et al. Grinding performance of TiCp/Ti-6Al-4V composites with CBN wheels, part I: Experimental investigation and surface features. Procedia CIRP. Anais...Elsevier B.V., 2018b.
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.243>

LINKE, B. Dressing process model for vitrified bonded grinding wheels. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 57, n. 1, p. 345-348, 2008.
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.083>

LINKE, B.; KLOCKE, F. Temperatures and wear mechanisms in dressing of vitrified bonded grinding wheels. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 50, n. 6, p. 552-558, jun. 2010.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.03.002>

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; SILVA, M. B.; COELHO, R. T. Teoria da usinagem dos materiais. 3. ed. SP: BLUCHER, 2015. 408p.

MADARKAR, R. et al. Application of ultrasonic vibration assisted MQL in grinding of Ti-6Al-4V. Materials and Manufacturing Processes, v. 33, n. 13, p. 1445-1452, 3 out. 2018.
<https://doi.org/10.1080/10426914.2017.1415451>

MALKIN, S. (STEPHEN); GUO, C. Grinding technology : theory and applications of machining with abrasives. [s.l.] Industrial Press, 2008.

MARCELINO, A. et al. 7o CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO 7 th BRAZILIAN CONGRESS ON MANUFACTURING ENGINEERING 15 a 19 de abril de 2013-Penedo, Itatiaia-RJ-Brasil April 15 th to 19 th , 2013-Penedo, Itatiaia-RJ-Brazil MODELOS NEURAIIS NA ESTIMAÇÃO DO DESGASTE DA FERRAMENTA NA RETIFICAÇÃO DE CERÂMICAS. [s.l: s.n.].

MARINESCU, I. D. Handbook of machining with grinding wheels. [s.l: s.n.].

MATTEW J; DONACHIE JR. Titanium: A Technical Guide. Ohio: [s.n.]. v. 2

MIERZEJEWSKA, Z. A.; HUDÁK, R.; SIDUN, J. Mechanical properties and microstructure of DMLS Ti6Al4V alloy dedicated to biomedical applications. Materials, v. 12, n. 1, 7 jan. 2019.

<https://doi.org/10.3390/ma12010176>

MOIA, D. F. G. et al. Tool condition monitoring of aluminum oxide grinding wheel in dressing operation using acoustic emission and neural networks. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, v. 37, n. 2, p. 627-640, 1 mar. 2015.

<https://doi.org/10.1007/s40430-014-0191-6>

MUKHOPADHYAY, M. et al. Impact of dressing infeed on SiC wheel for grinding Ti-6Al-4V. Materials and Manufacturing Processes, v. 34, n. 1, p. 54-60, 2 jan. 2019.

<https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1532588>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Performance Evaluation of Conventional Abrasive Wheels for Grinding Ti-6Al-4V. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Anais...Institute of Physics Publishing, 13 jul. 2018a.

<https://doi.org/10.1088/1757-899X/377/1/012043>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Optimization of dressing infeed of alumina wheel for grinding Ti-6Al-4V. Materials and Manufacturing Processes, v. 33, n. 13, p. 1453-1458, 3 out. 2018b.

<https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1453164>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Improving grindability of Ti-6Al-4V using an economic and environmental friendly drop by drop delivery technique. Materials Today:

Proceedings. Anais...Elsevier Ltd, 2019a.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.09.072>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Enhancing grindability of Ti-6Al-4V applying ecological fluids under SQL using SiC wheel. SN Applied Sciences, v. 1, n. 6, 1 jun. 2019b.
<https://doi.org/10.1007/s42452-019-0616-z>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Enhancing grindability of Ti-6Al-4V applying ecological fluids under SQL using SiC wheel. SN Applied Sciences, v. 1, n. 6, 1 jun. 2019c.
<https://doi.org/10.1007/s42452-019-0616-z>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K. Evaluating application potentiality of unconventional fluids for grinding Ti-6Al-4V using alumina wheel. Materials and Manufacturing Processes, v. 34, n. 10, p. 1151-1159, 27 jul. 2019d.
<https://doi.org/10.1080/10426914.2019.1615086>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K.; DAS, S. Experimental investigation on enhancing grindability using alkaline-based fluid for grinding Ti-6Al-4V. Materials and Manufacturing Processes, v. 33, n. 16, p. 1775-1781, 10 dez. 2018a.
<https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1476759>

MUKHOPADHYAY, M.; KUNDU, P. K.; DAS, S. Experimental investigation on enhancing grindability using alkaline-based fluid for grinding Ti-6Al-4V. Materials and Manufacturing Processes, v. 33, n. 16, p. 1775-1781, 10 dez. 2018b.
<https://doi.org/10.1080/10426914.2018.1476759>

NASKAR, A.; CHOUDHARY, A.; PAUL, S. High speed moderate depth grinding of Ti-6Al-4V using monolayer cBN wheel. Advances in Materials and Processing Technologies, v. 4, n. 4, p. 626-638, 2 out. 2018.
<https://doi.org/10.1080/2374068X.2018.1488025>

NASKAR, A.; CHOUDHARY, A.; PAUL, S. Wear mechanism in high-speed superabrasive grinding of titanium alloy and its effect on surface integrity. Wear, v. 462-463, 15 dez. 2020.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203475>

NEUGEBAUER, R. et al. Velocity effects in metal forming and machining processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 60, n. 2, p. 627-650, 2011.
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.001>

NINOMI, M. et al. Recent Titanium Developments and Applications in the Aerospace Industry Science and Technology. [s.l.] Japan Institute of Metals, 2007.

NOSENKO, S. V.; NOSENKO, V. A.; KORYAZHKIN, A. A. The effect of the operating speed and wheel characteristics on the surface quality at creep-feed grinding titanium alloys. Solid State Phenomena. Anais...Trans Tech Publications Ltd, 2018.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.284.369>

NOVÁK, M.; NÁPRSTKOVÁ, N.; KASUGA, H. Influence of grinding wheel dressing on the roughness of final surface and cutting force during GGG60 grinding. Key Engineering Materials. Anais...Trans Tech Publications Ltd, 2016.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.686.218>

NUSSBAUM, G. C. Rebolos & abrasivos - Tecnologia básica. 1. ed. SP: ÍCONE, 1988. 95p.

OLIVEIRA, J. F. G.; BOTTENE, A. C.; FRANÇA, T. V. A novel dressing technique for texturing of ground surfaces. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 59, n. 1, p. 361-364, 2010.
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.119>

PALMER, J. et al. An experimental study of the effects of dressing parameters on the topography of grinding wheels during roller dressing. Journal of Manufacturing Processes, v. 31, p. 348-355, 1 jan. 2018a.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.11.025>

PALMER, J. et al. An experimental study of the effects of dressing parameters on the topography of grinding wheels during roller dressing. Journal of Manufacturing Processes, v. 31, p. 348-355, 1 jan. 2018b.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.11.025>

PATEL, T. et al. Analysis of machining performance of AISI 420 stainless steel using conventional and ultrasonic assisted turning. Materials Today: Proceedings. Anais...Elsevier

Ltd, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.478>

PATIL, A. S. et al. Effect of TiB₂ addition on the microstructure and wear resistance of Ti-6Al-4V alloy fabricated through direct metal laser sintering (DMLS). Journal of Alloys and Compounds, v. 777, p. 165-173, 10 mar. 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.10.308>

PAUL, S.; SINGH, A. K.; GHOSH, A. Grinding of Ti-6Al-4V under small quantity cooling lubrication environment using alumina and MWCNT nanofluids. [s.l: s.n.].

PRINZ, S. et al. Influence of different grinding wheel and dressing roller specifications on grinding wheel wear. Production Engineering, v. 12, n. 3-4, p. 441-448, 1 jun. 2018.

<https://doi.org/10.1007/s11740-018-0810-7>

PUERTO, P. et al. Evolution of surface roughness in grinding and its relationship with the dressing parameters and the radial wear. Procedia Engineering. Anais...Elsevier Ltd, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.08.181>

QIAN, N. et al. Numerical analysis on temperature field of grinding ti-6al-4v titanium alloy by oscillating heat pipe grinding wheel. Metals, v. 10, n. 5, 1 maio 2020.

<https://doi.org/10.3390/met10050670>

RAJ RAI, B.; MUKHOPADHYAY, M.; KUMAR KUNDU, P. Evaluating the grinding ratio and surface quality of Ti-6Al-4V under varying grinding pass count and depth of cut. Journal of Physics: Conference Series. Anais...Institute of Physics Publishing, 7 ago. 2019.

<https://doi.org/10.1088/1742-6596/1240/1/012143>

RIT INTERNATIONAL METALS COMPANY. TITANIUM ALLOY GUIDE. [s.l: s.n.].

ROWE, W. B.; ANDREW, W. Principles of Modern Grinding. 2. ed. OX: ELSEVIER, 2014. 444p.

ROWE, W. B. Modern Grinding Techniques. 1. ed. BE: WILEY-SCRIVENER, 2010. 51p.

<https://doi.org/10.1002/9780470882313.ch1>

SADEGHI, M. H. et al. Minimal quantity lubrication-MQL in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 44, n. 5-6, p. 487-500, set. 2009.

<https://doi.org/10.1007/s00170-008-1857-y>

SAKAMOTO, A. H. UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU "DESGASTE DE DRESSADORES DE PONTA ÚNICA FABRICADOS COM DIAMANTES CVD E SUA INFLUÊNCIA NA RUGOSIDADE." [s.l: s.n.].

SCHOPF', M. et al. ECDM (Electro Chemical Discharge Machining), a New Method for Trueing and Dressing of Metal Bonded Diamond Grinding Tools. [s.l: s.n.].

SETTI, D. et al. Performance evaluation of Ti-6Al-4V grinding using chip formation and coefficient of friction under the influence of nanofluids. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 88, p. 237-248, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.10.005>

SETTI, D.; YADAV, N. K.; GHOSH, S. Grindability improvement of Ti-6Al-4V using cryogenic cooling. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, v. 228, n. 9, p. 1131-1137, 2014.

<https://doi.org/10.1177/0954405414534660>

SHUGUROV, A. Microstructure and mechanical properties of titanium alloysMetalsMDPI, , 1 out. 2021.

<https://doi.org/10.3390/met11101617>

SIBISI, P. N. et al. Review on direct metal laser deposition manufacturing technology for the Ti-6Al-4V alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 107, n. 3-4, p. 1163-1178, 1 mar. 2020.

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-04851-3>

SINGH, H.; SHARMA, V. S.; DOGRA, M. Exploration of graphene assisted vegetables oil based minimum quantity lubrication for surface grinding of TI-6AL-4V-ELI. Tribology International, v. 144, 1 abr. 2020.

<https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.106113>

TEICHER, U. et al. Performance of diamond and CBN single-layered grinding wheels in grinding titanium. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 23, n. 3, p. 224-227, mar. 2008.

<https://doi.org/10.1080/10426910701860541>

TONG, J. et al. Mechanical properties of titanium-based Ti-6Al-4V alloys manufactured by powder bed additive manufacture *Materials Science and Technology* (United Kingdom) Taylor and Francis Ltd., , 22 jan. 2017.

<https://doi.org/10.1080/02670836.2016.1172787>

WALTER, C. et al. Dressing and truing of hybrid bonded CBN grinding tools using a short-pulsed fibre laser. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 61, n. 1, p. 279-282, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.001>

WEGENER, K. et al. Conditioning and monitoring of grinding wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 60, n. 2, p. 757-777, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.003>

WHITTAKER, M. T. Titanium alloys *Metals* MDPI AG, , 14 ago. 2015.

XIAO, G. et al. On the grinding performance of metal-bonded aggregated cBN grinding wheels based on open-pore structures. *Ceramics International*, v. 47, n. 14, p. 19709-19715, 15 jul. 2021.

<https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2021.04.001>

YIN, S. et al. Application of compressed air in the online monitoring of surface roughness and grinding wheel wear when grinding Ti-6Al-4V titanium alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 101, n. 5-8, p. 1315-1331, 6 abr. 2019.

<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2909-6>

YOUNG, H. T.; CHEN, D. J. Online dressing of profile grinding wheels. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 27, n. 9-10, p. 883-888, fev. 2006.

<https://doi.org/10.1007/s00170-004-2271-8>

ZHANG, X. et al. Laser textured Ti-6Al-4V surfaces and grinding performance evaluation using CBN grinding wheels. Optics and Laser Technology, v. 109, p. 389-400, 1 jan. 2019.
<https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2018.08.027>

ZHANG, Z. et al. A novel technique for dressing metal-bonded diamond grinding wheel with abrasive waterjet and touch truing. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 93, n. 9-12, p. 3063-3073, 1 dez. 2017.
<https://doi.org/10.1007/s00170-017-0738-7>

ZHAO, B. et al. Characterisation of the wear properties of a single-aggregated cubic boron nitride grain during Ti-6Al-4V alloy grinding. Wear, v. 452-453, 15 jul. 2020.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203296>

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A fim de dar prosseguimento a esse estudo e aprofundar os conhecimentos acerca da retificabilidade da liga Ti-6Al-4V, são propostos a seguir alguns temas para estudo:

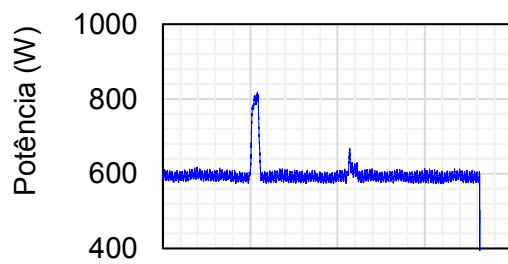
- Estudar o efeito do uso da técnica da mínima quantidade de lubrificação (MQL) com e sem grafeno, em comparação com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte, sobre as integridades da superfície e subsuperfície das amostras retificadas, como também avaliar o desgaste do rebolo em diferentes condições de corte.
- Realizar ensaios de retificação em amostras da mesma liga de titânio em diferentes velocidades de corte e velocidade da peça, utilizando como parâmetros de saída a rugosidade, microdureza, tensões residuais e relação G.
- Realizar processo de retificação cilíndrica das amostras da liga Ti-6Al-4V com os mesmos rebolos e fluidos de corte, a fim de comparar os efeitos de diferentes processos de retificação sobre o mesmo material.
- Avaliar a influência de dressadores de ponta única de diamante com diferentes raios, diferentes tipos de dressadores fliesen e dressadores conglomerados sobre a retificabilidade da liga, utilizando diferentes tipos de rebolo (carbeto de silício e óxido de alumínio).

ANEXO I

No presente anexo serão apresentados os gráficos contendo os sinais de potência em função do tempo de usinagem em cada condição operacional de retificação das amostras de Ti-6Al-4V com rebolo de carbeto de silício dressado em diferentes condições.

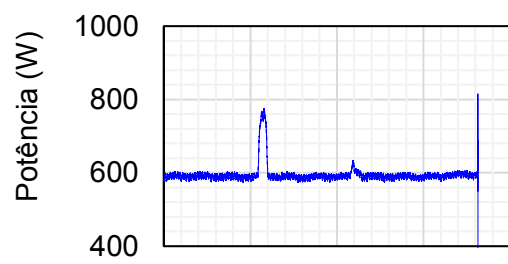
Dressador fliesen

a) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$

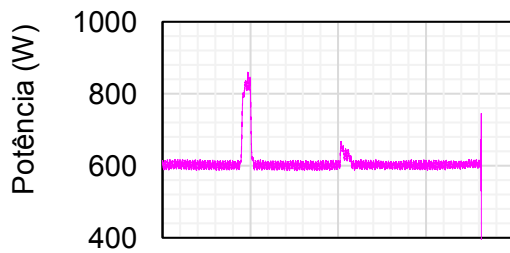


Dressador ponta única

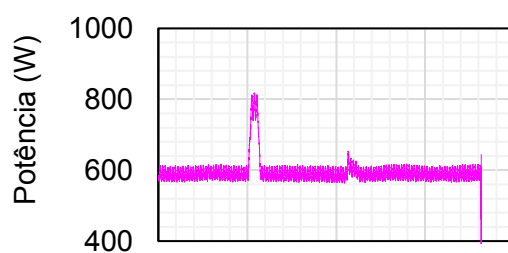
b) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$



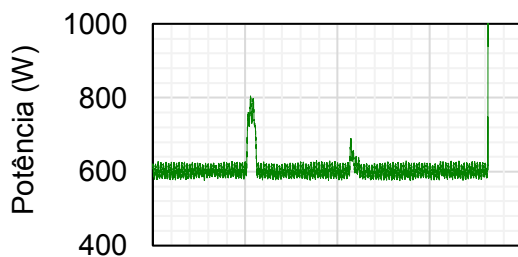
c) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$



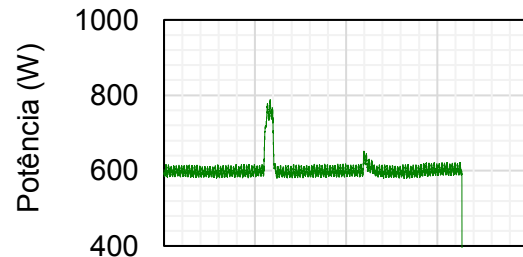
d) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$



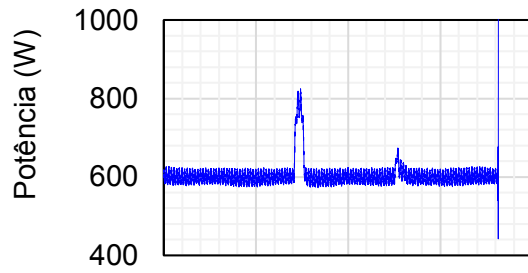
e) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$



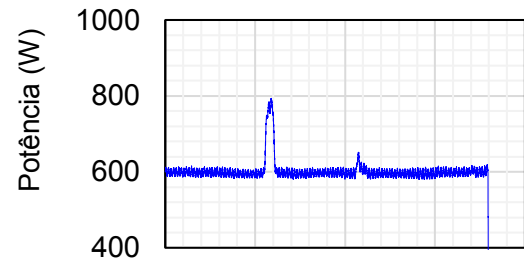
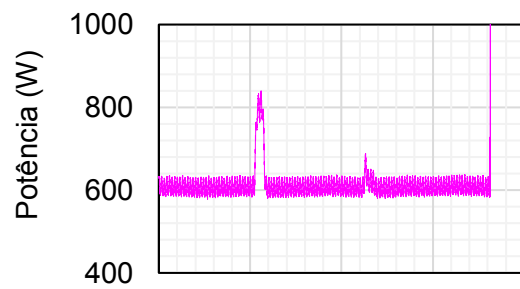
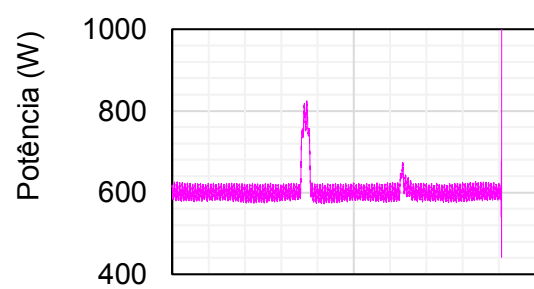
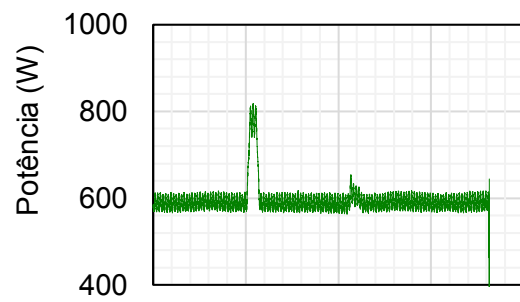
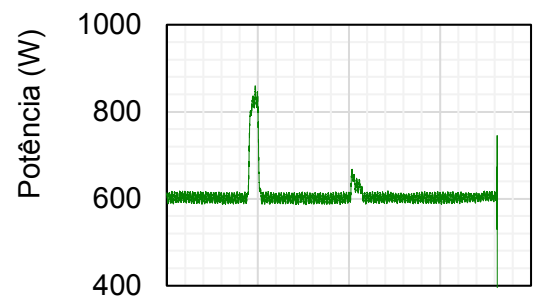
f) $U_d = 3$, $a_d = 20 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$



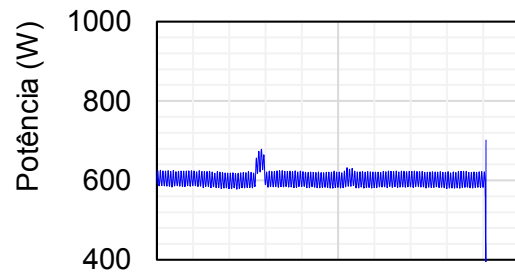
Dressador fliesen

a) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$ 

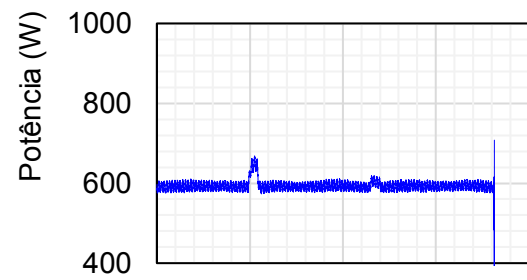
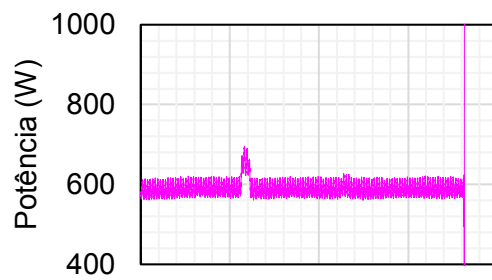
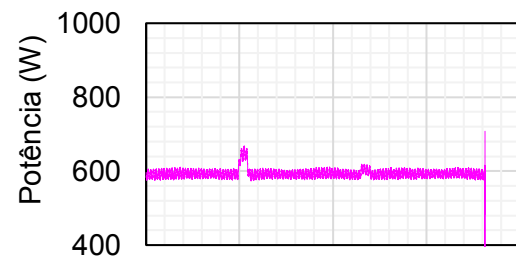
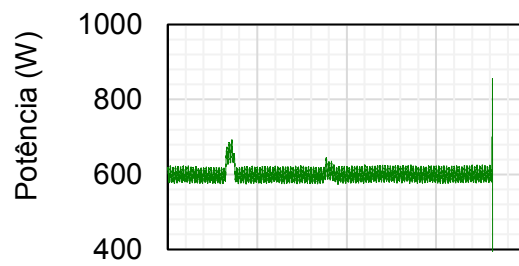
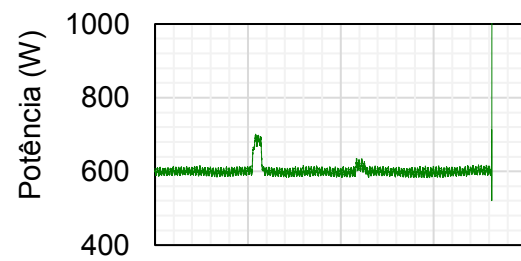
Dressador ponta única

b) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$ c) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ d) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$ f) $U_d = 3$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$ 

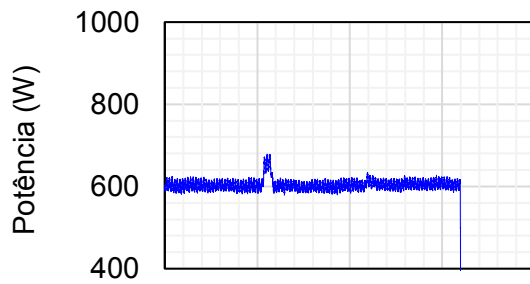
Dressador fliesen

a) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 10 \mu\text{m}$ 

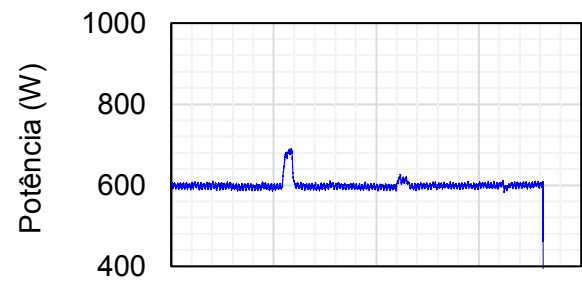
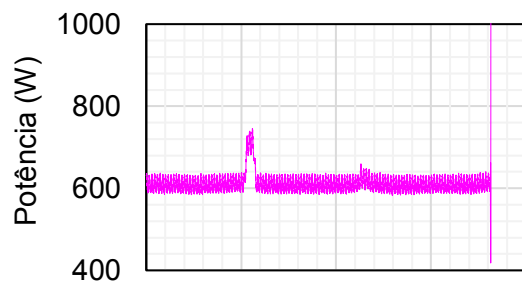
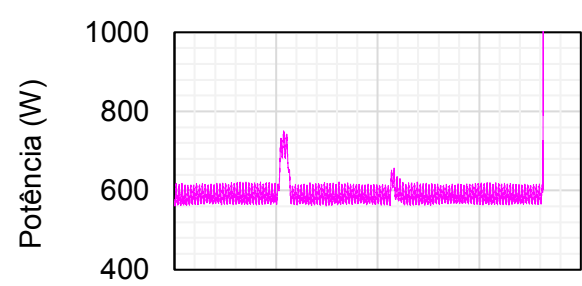
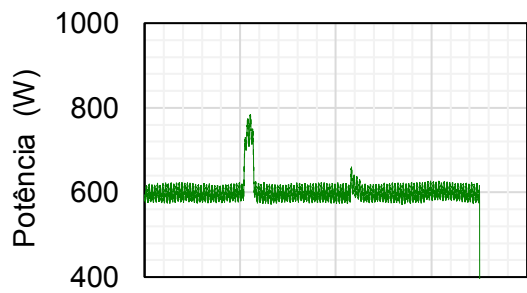
Dressador ponta única

b) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 10 \mu\text{m}$ c) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 20 \mu\text{m}$ d) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 20 \mu\text{m}$ d) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$ e) $U_d = 12$, $a_d = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 30 \mu\text{m}$ 

Dressador Fliesen

a) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$ 

Dressador ponta única

b) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$ c) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ d) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 20 \mu\text{m}$ e) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$ f) $U_d = 12$, $a_d = 40 \mu\text{m}$, $a_e = 30 \mu\text{m}$ 