

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

RODOLFO DA SILVA MANERA

**USINABILIDADE E INTEGRIDADE SUPERFICIAL DE
IMPLANTES DENTÁRIOS**

Ilha Solteira - SP

2014

RODOLFO DA SILVA MANERA

USINABILIDADE E INTEGRIDADE SUPERFICIAL DE IMPLANTES DENTÁRIOS

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia - UNESP - Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação.

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues
Orientador

Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto
Coorientador

Ilha Solteira - SP

2014

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

Manera, Rodolfo da Silva.

M274u Usinabilidade e integridade superficial de implantes dentários / Rodolfo da Silva Manera. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2014
64 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2014

Orientador: Alessandro Roger Rodrigues

Co-orientador: Hidekasu Matsumoto

Inclui bibliografia

1. Titânio. 2. Implantes dentários. 3. Roscamento. 4. Usinabilidade. 5. Integridade superficial.

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Usinabilidade e Integridade Superficial de Implantes Dentários

AUTOR: RODOLFO DA SILVA MANÊRA

ORIENTADOR: Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. HIDEKASU MATSUMOTO

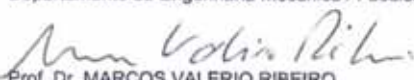
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica,
Área: MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de
São Carlos


Prof. Dr. HIDEKASU MATSUMOTO

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. MARCOS VALERIO RIBEIRO

Departamento de Materiais e Tecnologia / Faculdade de Engenharia de Guaratingueta

Data da realização: 31 de janeiro de 2014.

Aos meus pais, Silvio e Sidani, pelo amor, carinho, investimento e legado de vida. Aos meus irmãos, Rodrigo e Tatiana, por me fazerem entender o que é amor entre irmãos. Não mereceria família melhor.

AGRADECIMENTOS

À Deus, pela saúde e luz que ilumina sempre o meu caminho.

Ao Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues - hoje da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, que desde o segundo semestre de graduação me acompanha nas minhas investidas científicas e tecnológicas. Obrigado pela amizade e por permitir aprender contigo. Obrigado Ana Paula, sua esposa, pela paciência.

Ao Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, além de coorientar este trabalho, por ser a voz experiente e ponderada. Obrigado pelos conselhos e pelas dicas valiosas nos trabalhos.

Ao Prof. Dr. Juno Gallego, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, por sempre estar disposto a ensinar, fazer e contribuir para meu crescimento. Não vou esquecer-me de como sempre fui tratado como um filho em vossa casa.

Aos três últimos citados, não sou merecedor de tanto companheirismo, confiança e sentimento de acolhimento recebido. Muito obrigado, meus Mestres.

Ao Prof. Assoc. Renato Goulart Jasinevicius, da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelos ensinamentos, apontamentos científicos e permissão em usar o laboratório e equipamentos.

Ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho, da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelos ensinamentos, apontamentos científicos e permissão em usar o laboratório e equipamentos.

Ao Prof. Dr. Eraldo Jannone da Silva, da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pela permissão em usar o laboratório e equipamentos.

Ao Prof. Dr. Adyles Arato Júnior, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, por sua colaboração no projeto do dinamômetro e por ser uma fonte de inspiração da Engenharia.

À ALPHA Indústria Metalúrgica LTDA, Urânia-SP, e à IMPLALIFE - Indústria de Produtos Médicos-Odontológicos LTDA, Jales-SP, nas pessoas dos seus Diretores e Proprietários, Sr. Antônio Cavaglieri, Sr. Paulo Cavaglieri e Sr. Júlio Cesar Cavaglieri, e todos os colaboradores de ambas, por terem dado a mim a oportunidade de iniciar minha vida como estagiário na ALPHA e por acreditarem no trabalho de P&D na IMPLALIFE, que gerou este trabalho. Pela primeira vez sentia como era ser um Engenheiro.

Ao Sr. Carlos José Santana, técnico do Laboratório de Instrumentação da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, pelo auxílio na instrumentação do dinamômetro.

Ao técnico Sr. José Luis Lisboa, do Departamento de Engenharia de Materiais - DEMA, da Faculdade de Engenharia Mecânica - FEM, Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, pelo auxílio na calibração do dinamômetro.

Ao Sr. José Lourival Pereira, técnico do Laboratório de Instrumentação da Companhia Energética de São Paulo - CESP, pelo trabalho na preparação da célula de carga.

A todos os docentes e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica - DEM, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, que contribuíram para o meu crescimento profissional desde a graduação.

Ao Eng. Robson Gomes (*in memoriam*), orientado de iniciação científica do Prof. Dr. Adyles Arato Júnior, por simular o dinamômetro em elementos finitos.

Ao Prof. MSc. Aldo M. Y. Rigatti, do Instituto Federal de São Paulo - IFSP, pelo auxílio durante a aquisição dos sinais de força nos ensaios de usinagem e posterior desenvolvimento da rotina computacional para seu processamento e análise. Obrigado pela amizade e companheirismo.

Ao Eng. Dr. Daniel Iwao Suyama, do Laboratório de Usinagem, da Faculdade de Engenharia Mecânica - FEM, Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, pelo auxílio durante a calibração do dinamômetro e pela amizade e companheirismo.

Ao Prof. Eng. Eli Jorge da Cruz Junior, do Instituto Federal de São Paulo - IFSP, pela amizade, além de todo auxílio durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos discentes do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU), com os quais tive o prazer de trabalhar, Eng. Alessandro Morais Martins, Eng^a MSc. Adriana Bruno Norcino, Eng. Dr. Cleiton Lazaro Fazolo de Assis, Eng^o Daniel de Carvalho Secco, Eng^o Daniel Yamashita, Eng^o MSc. Fernando Brandão de Oliveira, Flávio Henrique Manarelli, Julia Knippelberg Bifano Manea, Lucas Alberto Franco, Eng^a Maíra Cristina Gual Pimenta de Queiroz, Marianna Maria Pereira Burgel, Eng^a Naiana Cristina Bazanini, Eng^o MSc. Rafael Gustavo da Rocha Paulo, Eng^o Saimon Vendrame, Eng^a MSc. Suzana Regina da Silva Moreira e Thiago Bassan Setala, pelas horas de estudo, seminários e vários momentos de descontração no Laboratório CAD/CAM, sede do Grupo de Pesquisa em Usinagem, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP.

Aos amigos de São Francisco-SP, Cristian Vedelago, Eder Carlos Gobbi, Wesley Lioci Ruiz, Dieine Morise Mendes Garcia e Alexandre Sabadini (*in memoriam*), pelos anos de amizade desde a pré-escola.

À Andriel Correa de Oliveira Shimazu e família, pela amizade e consideração desde a época do vestibular.

Aos amigos criados e mantidos desde a época da faculdade, Gustavo Henrique Christovam Simões de Freitas (Neca), Pedro Henrique Gorayeb Vitoriano e sua família, Alex Camilli Bottene, entre tantos outros.

Aos companheiros e amigos de república, Alírio Fazio Júnior, Paulo Falco, Erico Maeda, Edmundo Beinecke, Mauricio da Silva Souza (primo), Zilmar Alves Garcia Júnior, Davi Blas Pansiera, Welinton José Akira Kikuchi, pelos momentos de diversão e companheirismo.

À AUTOCAM USINAGEM DO BRASIL LTDA, Campinas-SP, por entender e atender todas minhas solicitações de ausência para finalizar este trabalho, e aos amigos e colegas de trabalho com quem venho aprendendo e desenvolvendo minha carreira.

Aos meus pais, Silvio e Sidani, meus irmãos, Tatiana e Rodrigo, e demais familiares que sempre me incentivaram a crescer e me apoiaram em todos os sentidos.

À minha namorada, Marina, que vem completando meus dias. Que seja uma das infinitas conquistas juntos.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelo financiamento em viagens para realização dos ensaios e participação em congressos e eventos científicos.

Aos funcionários da seção de pós-graduação e da biblioteca da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, por estarem sempre prontos a servir com profissionalismo e educação.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos e de apoio financeiro durante o mestrado.

À empresa AROTEC, Cotia-SP, representada pelo Srs. João Paulo Bétio e Alex Coleti, e à Olympus®, representada pela Sra. Patrícia Santos, pela disponibilização do microscópio confocal para a realização das medições de raio de aresta das ferramentas e rugosidade dos implantes.

À empresa EXCEL SENSORES IND. COM. E EXPORTAÇÃO LTDA, Embú-SP, pela colaboração na instrumentação do dinamômetro extensométrico.

A todos aqueles que contribuíram de forma direta ou indireta para o desenvolvimento deste trabalho e que, por descuido, tenha esquecido de mencionar.

"Seja quem você for, seja qualquer posição social que você tenha na vida, nível altíssimo ou a mais baixa, tenha sempre como meta muita força, muita determinação e sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus, que um dia você chega lá. De alguma maneira você chega lá."

Ayrton Senna

RESUMO

Ligas metálicas destinadas a implantes, de um modo geral, têm sido cada vez mais pesquisadas quanto às suas propriedades mecânicas, microestruturais e características de biocompatibilidade. Apesar do surgimento de inúmeros materiais poliméricos, o titânio e suas ligas representam ainda a grande gama de aplicações na área da implantodontia. O titânio é considerado um material de difícil usinabilidade, pois desenvolve altas tensões e temperaturas em uma área de corte 2/3 menor que a de outros materiais. Assim, os parâmetros de usinagem e a ferramenta de corte necessitam ser adequadamente especificados, pois tanto a matéria-prima quanto o processo de fabricação levam a um alto valor agregado do produto final. Este trabalho determinou os efeitos da velocidade de corte e da profundidade de usinagem na usinabilidade (força de corte e energia específica de corte) e integridade superficial (microdureza e acabamento) no roscamento de implantes dentários de titânio comercialmente puro (grau 4, ASTM F67). Os ensaios foram realizados em torno CNC de cabeçote móvel, empregando ferramenta de metal duro revestida de TiAlN e fluido de corte abundante. Com base na Análise de Variância (ANOVA), os resultados mostraram que os parâmetros de corte afetam a usinabilidade e a integridade superficial da rosca, sendo a profundidade de usinagem o fator mais influente. Níveis muito baixos ou altos da profundidade de usinagem elevam a energia específica e a força de corte, respectivamente, encruando a subsuperfície da rosca e prejudicando a rugosidade dos flancos dos filetes. Velocidades de corte menores tendem a aumentar a força e a energia específica de corte, prejudicando o acabamento da rosca, mas não influem em sua dureza. Rugosidades estatísticas “Skewness” e “Kurtosis” apontaram a prevalência de picos agudos na superfície da rosca, favorecendo a osseointegração. Testes na condição *High-Speed Cutting* (HSC) indicaram ser possível usinar as roscas dos implantes, porém até um limite máximo de profundidade de usinagem que não cause vibração nos filetes da rosca.

Palavras-chave: *Titânio, implantes dentários, roscamento, usinabilidade, integridade superficial.*

ABSTRACT

Metallic alloys applied to implants have been researched aiming at improving their mechanical properties, microstructure and biocompatibility. Despite appearing several types of polymers in the last years, titanium and its alloys are still used extensively in the implantology. Titanium is considered a hard-to-cut material, because it develops high stresses and temperatures in a small cutting area (2/3 smaller than for other materials). Thus cutting parameters and tools need to be specified properly, since both raw material and manufacturing process increase the costs of the final product. This research determined the effects of cutting speed and depth of cut on machinability (cutting force and specific cutting energy) and surface integrity (microhardness and roughness) when threading pure commercially dental implants (grade 4, ASTM F67). Machining tests were carried out in a CNC lathe by applying TiAlN coated carbides and cutting fluid. Based on Analysis of Variance (ANOVA), the main results indicated that cutting parameters influence on machinability and surface integrity of the implant screw, being depth of cut the more influent. Low and high levels of depth of cut increase specific cutting energy and cutting force, respectively, hardening the screw subsurface and damaging the roughness of the thread flanks. Lower cutting speeds trend to raise both cutting force and specific cutting energy, damaging the screw finishing, but they do not affect its subsurface microhardness. Skewness and Kurtosis roughness parameters indicated the predominance of spiky surface on screw which is favorable to osseointegration. Tests at High-Speed Cutting (HSC) showed it is possible to machine implant screws, but depth of cut cannot be high so that avoiding vibration in threads.

Keywords: *Titanium, dental implants, threading, machinability, surface integrity.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Interface osso/implante na osseointegração.....	19
Figura 2 - Rugosidade e torque de remoção de implantes dentário.....	19
Figura 3 - Classificação da integridade superficial.....	27
Figura 4 - Composição de um implante dentário.	30
Figura 5 - Processo de usinagem de roscas no torneamento externo.	31
Figura 6 - Montagem experimental para os ensaios de roscamento e medição da força de corte.	36
Figura 7 - Desenho do corpo de prova baseado em um implante comercial.....	37
Figura 8 - Estratégia de usinagem de roscas através do avanço radial.	38
Figura 9 - Dinamômetro extensométrico utilizado na medição da força de corte.	39
Figura 10 - Seccionamento das amostras. (a) Equipamento utilizado e (b) amostra seccionada.	39
Figura 11 - Desenho esquemático das distâncias das indentações [μm].	40
Figura 12 - Comportamento da força de corte durante o roscamento de implantes dentários de titânio ($v_c = 50 \text{ m/min}$, $a_p = 100 \mu\text{m}$, último passe).	41
Figura 13 - Variação da força de corte RMS com a velocidade de corte e profundidade de usinagem (Variabilidade: 1,2 a 6,3%. Variabilidade média: 3,1%).	42
Figura 14 - Processo de formação de cavaco no roscamento do titânio ($v_c = 20 \text{ m/min}$, $a_p = 25 \mu\text{m}$).	43
Figura 15 - Estado da ferramenta de corte no roscamento de titânio ($v_c = 20 \text{ m/min}$, $a_p = 100 \mu\text{m}$, comprimento total linear de corte percorrido pela ferramenta = 98,9 mm).	43
Figura 16 - ANOVA qualitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (força de corte RMS).	44
Figura 17 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte e profundidade de usinagem (Variabilidade: 0,4 a 6,2%. Variabilidade média: 2,0%).	46
Figura 18 - Comparação entre a energia específica de corte do titânio medida neste trabalho e resultados similares apresentados pela literatura científica (Variabilidade: 11,5 a 25,4%. Variabilidade média: 17,9%).	47
Figura 19 - ANOVA qualitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (energia específica de corte).	47
Figura 20 - Variação da energia específica de corte em função da taxa de remoção de material (Variabilidade: 0,4 a 6,2%. Variabilidade média: 2,0%).	49
Figura 21 - Gradiente de microdureza subsuperficial em função da velocidade de corte e profundidade de usinagem medido nos flancos da rosca no sentido do avanço da ferramenta e oposto (Variabilidade: 0,3 a 1,8%. Variabilidade média: 1,2%).	51

Figura 22 - Variação da rugosidade média (a) linear e (b) planar dos flancos da rosca com a profundidade de usinagem e velocidade de corte (Variabilidade: 2,8 a 8,6%. Variabilidade média: 6,4%).	52
Figura 23 - Variação das rugosidades estatísticas (a) “Skewness” e (b) “Kurtosis” dos flancos da rosca com a profundidade de usinagem e velocidade de corte (Variabilidade média (Ssk): 36,2%. Variabilidade média (Sku): 16,4%).	53
Figura 24 - Imagens de microscopia eletrônica de varredura dos flancos da rosca dos implantes dentários em função da velocidade de corte e profundidade de usinagem.	55
Figura 25 - Imagens de microscopia confocal comparando perfis de rugosidade dos flancos da rosca.	56
Figura 26 - Imagens de (a) microscopia eletrônica de varredura (Elias et al., 2008) e (b) microscopia confocal dos filetes de rosca dos implantes dentários ($v_c = 20$ m/min, $a_p = 25$ μ m).	57
Figura 27 - (a) Processo de formação de cavaco no roscamento do titânio e (b) estado da ferramenta de corte ($v_c = 70$ m/min, $a_p = 100$ μ m).	58

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Propriedades das ligas ASTM F67, F136 e F138.	22
Tabela 2 - Planejamento experimental empregado nas fases 1 e 2 da pesquisa.	35
Tabela 3 - Composição química do Titânio ASTM F67 Grau 4 (% em peso)	37
Tabela 4 - Principais dimensões da ferramenta de corte utilizada.	38
Tabela 5 - ANOVA quantitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (força de corte RMS).	45
Tabela 6 - ANOVA quantitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (energia específica de corte).	48

LISTA DE SIGLAS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABIMO	Associação Brasileira da Indústria Médica, Odontológica e Hospitalar
AC	Corrente Alternada
ISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta postiça de corte
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CIRP	<i>College International pour la Recherche en Productique</i>
CNC	Controle numérico computadorizado
CP	Coeficiente de Correlação de Pearson
DC	Corrente Contínua
FCAV	Faculdade de Ciências Agrárias e Veterinárias
FEIS	Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira
HSC	<i>High-Speed Cutting</i>
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MD	Microdureza
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
RMS	<i>Root Mean Square</i>
S.A.	Sociedade Anônima
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
TRM	Taxa de remoção de material [mm ³ /min]
UNESP	Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”
USB	<i>Universal Serial Bus</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

A	Analógico
C	Carbono
D	Digital
Fe	Ferro
F_c	Força de Corte [N]
GPa	Gigapascal
H	Hidrogênio
HV	Dureza Vickers
Hz	Hertz
J	Joule
K	Kelvin
M	Métrico
MPa	Megapascal
N	Newton (unidade de força)
N	Nitrogênio (elemento químico)
N·cm	Torque
O	Oxigênio
R^2	Coeficiente de Correlação Linear [adimensional]
R_a	Rugosidade média aritmética linear
R_c	Grau de recalque [adimensional]
S_a	Rugosidade média aritmética superficial [μm]
S_{sk}	Rugosidade superficial “Skewness” [adimensional]
S_{ku}	Rugosidade superficial “Kurtosis” [adimensional]
Ti	Titânio
W	Watt

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

a_p	Profundidade de usinagem [μm]
cm^3	Centímetro cúbico
g	Grama
gf	Grama-força
kg	Quilograma
kHz	Quilohertz

k_s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
m	Metro
mm	Milímetro
mm ²	Milímetro quadrado
mm ³	Milímetro cúbico
min	Minuto
ms	Milissegundo
r_e	Raio de aresta da ferramenta [μm]
$r_{\epsilon 1}$	Raio de ponta da ferramenta [mm]
s	Segundo
u	Energia específica de corte [J/mm ³]
v_c	Velocidade de corte [m/min]

DEMAIS SÍMBOLOS

μm	Micrometro
%	Porcentagem
°	Grau
°C	Grau Celsius
Ø	Diâmetro

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVAS	18
1.1 Objetivos.....	20
1.2 Estrutura do Trabalho	20
2. REVISÃO DA LITERATURA	21
2.1 Titânio	21
2.2 Usinabilidade dos Materiais	23
2.3 Integridade Superficial	27
2.4 Implantes Dentários	29
2.4.1 <i>Materiais na Implantodontia.....</i>	<i>30</i>
2.4.2 <i>Processo de fabricação da rosca externa.....</i>	<i>31</i>
2.4.1 <i>Osseointegração</i>	<i>33</i>
3. MATERIAIS E MÉTODOS	35
3.1 Planejamento Experimental	35
3.2 Banco de Ensaios.....	36
3.3 Corpos de Prova.....	37
3.4 Ferramenta de Corte	37
3.5 Procedimento Experimental	38
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	41
4.1 Usinabilidade	41
4.1.1 <i>Força de Corte</i>	<i>41</i>
4.1.2 <i>Energia Específica de Corte</i>	<i>46</i>
4.2 Integridade Superficial	50
4.2.1 <i>Microdureza.....</i>	<i>50</i>
4.2.2 <i>Rugosidade</i>	<i>52</i>
5. CONCLUSÕES	59
5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros.....	60
REFERÊNCIAS.....	61

1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVAS

Com um mercado nacional superior a 800 mil implantes e 2,4 milhões de componentes em 2013, o setor odontológico vem experimentando taxas de crescimento acima de dois dígitos há vários anos, e assim continuará, segundo a Associação Brasileira da Indústria Médica, Odontológica e Hospitalar (ABIMO).

Seguindo a mesma fonte, cerca de 90% dos implantes e componentes são fabricados por empresas nacionais, que empregam produtos de alta tecnologia e qualidade, sendo a maioria deles importada, como matéria-prima, insumos especiais (produtos químicos, resinas, instrumental), máquinas de usinagem CNC e demais equipamentos. Trata-se de um setor que demanda contínuo desenvolvimento e inovação.

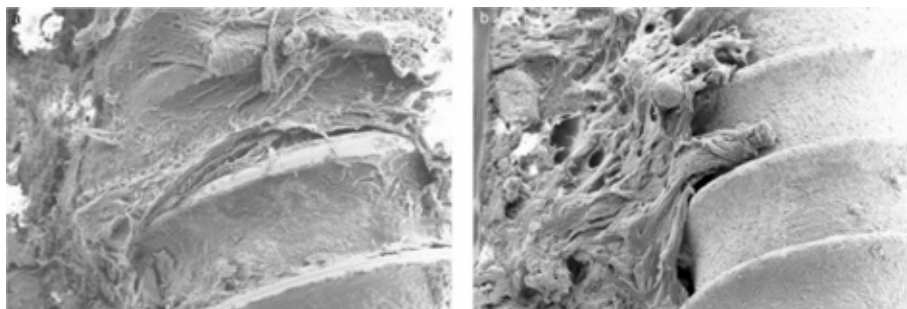
O estudo dos implantes é um desafio complexo e multidisciplinar, que envolve não apenas a clínica cirúrgica, mas também outras áreas da ciência da saúde como a biologia, química, física e demais ciências tecnológicas. Conhecimentos complementares estão sendo obtidos por meio de pesquisas que relacionam a resposta tecidual de animais experimentais a diferentes materiais, de estudos histológicos de implantes reabertos em humanos e de estudos *in vitro* da interação das células com a superfície do material (ISHIDA et al., 2013).

Assim, o uso do titânio e suas ligas ganharam destaque depois que os experimentos comprovaram a sua osseointegração em tratamento de fraturas na ortopedia, na odontologia e em demais ciências médicas. Pode-se considerar este material como adequado para implantes, uma vez que:

- É um metal reativo, pois no ar, água ou qualquer outro eletrólito, forma-se uma camada de óxido espontaneamente na superfície do metal;
- Possui boas propriedades químicas, físicas e mecânicas, sendo esta última próxima de algumas ligas do aço inoxidável, usadas em implantes cirúrgicos que suportam carga;
- É inerte nos tecidos, posto que a película de óxido em contato com o tecido é praticamente insolúvel;
- O osso cresce na superfície rugosa e liga-se ao metal, em uma reação que normalmente é atribuída apenas aos chamados materiais bioativos.

É dessa inércia biológica da superfície oxidada que resulta a propriedade de biocompatibilidade (DAVIM, 2010). Na Figura 1 é apresentada uma imagem que demonstra a interface e interação entre o tecido ósseo e o implante dentário.

Figura 1 - Interface osso/implante na osseointegração.



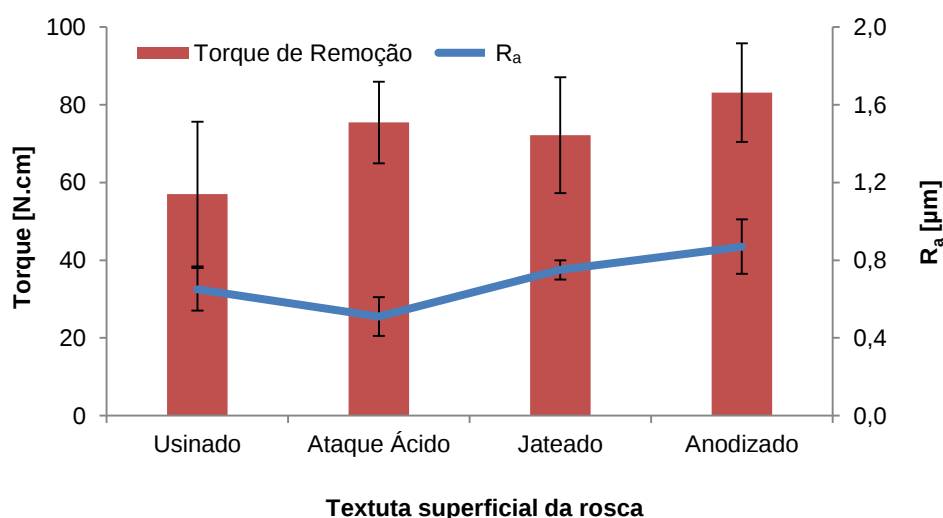
Fonte: Garcia (2006)

O processo de osseointegração está diretamente ligado à qualidade da superfície do implante. GEMELLI et al. (2007) e MATHIEU et al. (2013) demonstram que a rugosidade e morfologia da superfície afeta a taxa de osseointegração e a fixação biomecânica (torque de remoção).

Diversos estudos científicos e tecnológicos, incluindo fabricantes de implantes, têm proposto tratamentos de superfície, como jato de areia, ataque ácido, eletropolimento, texturização a laser e por plasma, entre outros, buscando promover um melhor desempenho do implante (KUO-YUNG HUNG et al., 2013).

Visando comparar valores do torque de remoção e parâmetros de rugosidade, Elias et al. (2008) testaram quatro superfícies diferentes: (a) usinado, (b) com ataque ácido, (c) jateado com areia e (d) anodizado. Conforme visualizado na Figura 2, não foi possível chegar a uma conclusão, devido ao grande desvio estatístico dos valores. Wong et al. (1995) e Carlsson et al. (1988) concluíram que a rugosidade média (R_a) entre 1 e 10 μm foi propícia para a osseointegração.

Figura 2 - Rugosidade e torque de remoção de implantes dentário.



Fonte: Adaptado de Elias et al. (2008)

A discussão sobre a melhor topografia da superfície (e a melhor técnica para mensurá-la) ainda não está definida e ainda existem muitas variáveis difíceis de controlar, visto que os testes envolvem seres vivos e seus diferentes organismos (DEMIRCIOGLU, 2013). Além disso, muitas empresas procuram apenas diferenciar sua superfície para atender uma demanda mercadológica e de marketing, não divulgando dados precisos ou realísticos dos ensaios e análises estatísticas.

Tomando-se em referência o desempenho da superfície como usinada, em metalurgia a superfície de trabalho pode ter suas propriedades modificadas pelo processo de transformação do estado bruto ao produto final. Em se tratando de implantes dentários, o processo de usinagem responsável pela formação dos filetes de rosca é o fator governante na geração de sua qualidade superficial.

Ao contrário das excelentes características de aplicação do titânio e suas ligas, Shaw (1997) o classifica como material de difícil usinabilidade, tanto pelas altas temperaturas de corte, quanto pelas pobres características metalúrgicas de deformação e cisalhamento na usinagem. Isso gera baixa integridade da superfície usinada e altos níveis de desgaste da ferramenta, contribuindo negativamente para a qualidade do implante fabricado e para o desempenho econômico do processo.

1.1 Objetivos

Quantificar o efeito dos parâmetros de corte (velocidade de corte e profundidade de usinagem) na usinabilidade (força de corte e energia específica de corte) e integridade superficial (microdureza e rugosidade), no processo de roscamento de implantes dentários de titânio.

1.2 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está estruturado em 6 capítulos. O capítulo 1 apresenta uma introdução sobre o tema, os principais objetivos deste trabalho de pesquisa e as justificativas para sua realização. O capítulo 2 versa sobre a revisão da literatura, apresentando conceitos sobre o titânio e suas ligas, usinabilidade, integridade superficial e implantes dentários. No capítulo 3 são apresentados os materiais e métodos empregados no desenvolvimento deste trabalho. O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos e suas discussões. O capítulo 5 aborda as conclusões obtidas e apresenta sugestões de trabalho que possam ser desenvolvidos no futuro. Ao final, apresentam-se as referências utilizadas para compor a revisão da literatura e comparação dos resultados.

2. REVISÃO DA LITERATURA

Apresentam-se neste tópico os principais fundamentos sobre titânio e suas ligas, usinabilidade dos materiais, integridade superficial de peças fabricadas e implantes dentários.

2.1 Titânio

O titânio foi descoberto pelo metalurgista amador William Gregor em 1791, na Inglaterra (COLAFEMINA, 2005), sendo caracterizado e classificado por pesquisadores da área de metalurgia. Devido às suas características particulares, o titânio encontrou um grande campo de aplicação em diversas áreas, como na indústria química, metalúrgica, aeroespacial, bélica, de processamento, médica e de próteses, equipamentos para esportes, entre outras (ZEILMANN, 2003; OESTREICH et al., 2011).

As ligas de titânio podem ser divididas em quatro grupos principais: o titânio puro (liga alfa (α)), a liga próxima à alfa (α), a liga beta (β) e a liga alfa + beta ($\alpha+\beta$). Nestas ligas, as características se distinguem principalmente pela resistência mecânica, pela temperatura à que podem ser submetidas em trabalho, pela resistência à corrosão e pela densidade. Estas propriedades são diretamente influenciadas pelos elementos de liga, chamados de estabilizadores de fase, e pelo seu tratamento na fabricação (ZEILMANN, 2003).

O titânio puro ASTM F67 ou comercialmente puro (Ti cp.) divide-se em quatro graus de pureza e corresponde a cerca de 30% de uso. Apresenta transformação alotrópica a 882°C, mudando de uma fase α (hexagonal compacta) em baixas temperaturas para uma fase β (cúbica de corpo centrado) em elevadas temperaturas (FARIAS, DELIJAICOV e BATALHA, 2011). A liga alfa (α) tem uma microestrutura modificada pela adição de elementos estabilizadores desta fase, como o alumínio, o estanho e o zircônio. Além das excelentes propriedades mecânicas, estas são utilizadas em aplicações criogênicas e em componentes que trabalham a elevadas temperaturas graças à alta resistência à corrosão.

As ligas β contêm elementos estabilizadores da fase β , como o vanádio, o molibdênio, o manganês e o cromo. Estas ligas possuem excelente resistência à tração, aplicando-se em setores que requerem boa capacidade de endurecimento, forjabilidade e boas características de conformabilidade a frio.

A liga $\alpha+\beta$ contém aditivos estabilizadores das respectivas fases. Estas podem ser tratadas termicamente para atingirem elevados níveis de resistência e possuem as melhores relações entre resistência e densidade. A liga mais típica deste grupo é a Ti6Al4V (ASTM F136), correspondente a cerca de 45% de uso. Possui grande aplicação na indústria

aeroespacial, na fabricação de pás de compressores, rebites, parafusos, engrenagens, propulsores, rotores, contentores e carcaças de câmaras de combustão (ZEILMANN, 2003).

Na Tabela 1 são apresentadas as propriedades das ligas de titânio em comparação com o aço inoxidável austenítico ASTM F138, que também é largamente utilizado como material de implantes.

Tabela 1 - Propriedades das ligas ASTM F67, F136 e F138.

Propriedades	ASTM F67 (Ti Grau 4)	ASTM F136 (Ti6Al4V)	ASTM F138 (Aço Inoxidável)
Limite de Escoamento [MPa]	483	795	240
Tensão de Ruptura [MPa]	550	860	550
Módulo de Elasticidade [GPa]	102	113	193
Dureza [HV]	220	349	155
Densidade [g/cm ³]	4,50	4,43	8,00
Condutividade Térmica [W/mK]	6	7,3	16,3
Calor Específico [J/kgK]	518	526	500

Fonte: ASTM F67-13 (2013), ASTM F136-13 (2013) e ASTM F138-13a (2013).

A usinagem de titânio vem exigindo várias pesquisas e consumindo recursos para o seu desenvolvimento e melhor desempenho. A seguir são apresentadas algumas propriedades que o fazem ser considerado de difícil usinabilidade.

- **Alta resistência mecânica em elevadas temperaturas:** somente acima dos 800 °C a resistência começa a reduzir, o que conduz à dificuldade da ocorrência da deformação plástica necessária para formação do cavaco (MACHADO e WALLBANK, 1990);
- **Pequena espessura de cavaco:** proporciona uma reduzida área de contato cavaco-ferramenta, concentrando altas temperaturas na ponta da ferramenta, podendo atingir em torno de 1100 °C, e alta solicitação próxima à aresta de corte, o que reduz a vida útil da ferramenta (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003; MACHADO e WALLBANK, 1990);
- **Alta reatividade química às altas temperaturas:** acima dos 500 °C, o titânio possui uma forte tendência em reagir com quase todos os materiais de ferramentas de corte (substrato e revestimento) disponíveis (MACHADO e WALLBANK, 1990; KOMANDURI, 1982), o que intensifica o aparecimento de desgastes ou falhas da aresta;
- **Baixo módulo de elasticidade:** sendo aproximadamente metade do aço, esse baixo coeficiente pode causar vibração e deflexão da peça, exigindo máquinas e sistemas de fixação de elevada rigidez;

- **Condução de calor:** a condutividade térmica do titânio é cerca de 1/6 da do aço (POLMEAR, 1989). O calor específico volumétrico é menor devido à sua densidade ser muito menor, causando altas temperaturas localizadas durante a usinagem (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003);
- **Resistência à fadiga:** é altamente afetada com a deterioração da integridade superficial;
- **Processo de formação do cavaco:** devido às suas propriedades térmicas e metalúrgicas, o cavaco gerado nessa usinagem é segmentado (presença da zona de cisalhamento adiabático), o que gera altos níveis de instabilidade da aresta da ferramenta (GALDINO, BUZONE e RIBEIRO, 2011). Cavacos contínuos também podem ocorrer (TRENT e WRIGHT, 2000);
- **Componentes das forças de corte e forças axiais:** as tensões normais e cisalhantes são cerca de 200 a 350% maiores que na usinagem de aços. Além disso, estas oscilam causando vibração.

Todos esses fatores causam danos à integridade superficial e desgaste excessivo da ferramenta, durante o torneamento ou retificação. Enfim, a superfície de titânio ligado ou puro é facilmente danificada pela usinagem (WANG, 2000).

Titânio e suas ligas normalmente trabalham em situações de carregamento dinâmico. Portanto, a rugosidade e integridade superficial (microtrincas, deformação plástica, tensão residual etc.) precisam ser controladas. Em serviço, esses danos podem levar à fadiga prematura e corrosão causada por tensão (WANG, 2000).

2.2 Usinabilidade dos Materiais

A usinabilidade de um metal pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice de usinabilidade), um conjunto de propriedades de usinagem do metal, em relação a outro tomado como padrão (FERRARESI, 1970; MACHADO et al., 2009; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000). Em termos gerais, pode-se entender usinabilidade como o grau de dificuldade de se usinar um determinado material ou como uma grandeza física que indica a facilidade ou dificuldade de se usinar um material.

Segundo Machado et al., (2009), a usinabilidade não é uma propriedade, mas o modo do material se comportar durante a usinagem. Ferraresi (1970) acrescenta que a usinabilidade não é uma grandeza física específica de um dado material, tal como a resistência à tração, o alongamento ou o módulo de elasticidade, mas sim uma propriedade global, resultante da combinação do material da peça e da ferramenta de corte.

A pesquisa utilizando ensaios de usinabilidade não envolve somente os fabricantes de materiais, mas também os consumidores e os fabricantes de ferramenta de corte. Apresenta, além disso, uma enorme relevância para a produção de uma dada empresa, razão pela qual existe interesse em se estabelecer métodos de ensaio que permitam estudar a usinabilidade de um material.

Vale enfatizar que a usinabilidade não é usada apenas para avaliar a dificuldade de se usinar um material, mas também pode quantificar o desempenho de uma ferramenta de corte, de geometrias de ferramenta e fluidos de corte (MACHADO et al., 2009). A maior parcela de resultados publicados na literatura sobre usinabilidade de materiais retrata a operação de torneamento. Mesmo sabendo que há características comuns entre processos, é aconselhável não fazer extrapolações para diferentes processos.

Algumas variáveis são apresentadas na literatura como indicadoras da usinabilidade dos materiais: forças de corte, energia requerida na usinagem, vida da ferramenta, acabamento da peça, taxa de desgaste, temperatura de corte, controle e disposição do cavaco (MACHADO et al., 2009).

A usinabilidade não depende apenas da combinação dos materiais da peça e da ferramenta. Diniz, Marcondes e Coppini (2000) acrescentam que ela depende também das condições de usinagem, das características da ferramenta, das condições de refrigeração, da rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação e trabalhos executados pela ferramenta.

Ferraresi (1970) apresenta mais fatores que influem na determinação da usinabilidade dos metais que os ilustrados por Diniz, Marcondes e Coppini (2000). Eles podem ser relacionados ao material da peça, ao processo mecânico e às condições de usinagem. A sequência a seguir traz mais detalhes.

Material da peça

- Composição química
- Microestrutura
- Dureza
- Propriedades de tensão e deformação
- Rigidez da peça

Processo mecânico e condições de usinagem

- Material da ferramenta
- Parâmetros de corte
- Fluidos de corte

- Rigidez da máquina, ferramenta e sistema de fixação
- Tipo de trabalho executado pela ferramenta (corte contínuo ou intermitente, condições de entrada e saída da ferramenta).

De acordo com Ferraresi (1970), muitos ensaios já foram realizados para avaliar o comportamento da combinação peça-ferramenta perante as características como: desgaste da ferramenta, força de usinagem, acabamento da peça, temperatura de corte etc. Segundo ele, estes ensaios podem ser agrupados nos critérios básicos e específicos.

Critérios básicos fundamentados na:

Vida da ferramenta

- Curvas de vida da ferramenta para v_{c60}
- Método do comprimento usinado
- Método do faceamento de Brandsma
- Método do aumento progressivo da velocidade de corte
- Método do aumento discreto da velocidade de corte
- Ensaio de sangramento com ferramenta bedame

Força de usinagem

- Método da pressão específica de corte
- Método da tensão de cisalhamento
- Método da força de avanço constante

Acabamento da peça

Produtividade

Critérios específicos fundamentados na:

Análise dimensional

Temperatura de corte

Características do cavaco

- Grau de recalque
- Coeficiente volumétrico e forma do cavaco
- Frequência e amplitude de variação da força de usinagem

Energia fornecida pelo pêndulo

- De Leyensetter
- De Ehrenreich

Devido ao fato de a usinabilidade ser um parâmetro relativo, qualquer pesquisador pode propor um ensaio visando comparar este índice entre dois ou mais materiais, ou um único material, porém em diferentes condições de usinagem. Os ensaios de usinabilidade não são apenas importantes para comparar a usinabilidade em diversos materiais. Eles possibilitam a definição de condições de usinagem que resultarão em ganho de produtividade e redução de custos (CAMARGO, 2008).

O uso da força de usinagem e energia envolvidas nos processos de fabricação possibilita aprimorar projetos de máquinas, otimizar processos e monitorar desgastes da ferramenta em aplicações de automação. Além dessas propriedades aplicadas na esfera tecnológica e de gestão de produção, o estudo da força e energia requeridas na usinagem também permite avaliar novos materiais da peça, geometrias de quebra-cavaco, revestimentos e parâmetros de corte (RODRIGUES e COELHO, 2007).

Para as medições das forças durante a usinagem, empregam-se células de carga piezelétricas ou extensométricas, sendo as primeiras de custo mais elevado. Uma solução de boa relação custo/benefício é a adoção de dinamômetros extensométricos, pois apresentam uma excelente confiabilidade e flexibilidade na sua utilização. O projeto de um dinamômetro extensométrico é tido de baixa complexidade, mesmo em sua análise dinâmica.

A aquisição dos esforços de corte utilizando dinamometria possibilita conhecer a energia específica de corte u [J/mm^3], equivalente à pressão específica de corte k_s [N/mm^2], levando em consideração o tipo de operação, os parâmetros de corte, o material usinado e as características da ferramenta de corte. A energia específica de corte quantifica quão difícil é remover cavaco nas condições de usinagem, sendo considerada um índice de usinabilidade. Através de seu valor, que descreve a energia necessária por volume de material removido, é possível avaliar e comparar diferentes condições de corte (SALMON, 1992).

Conhecer a usinabilidade dos materiais é muito importante, sobretudo daqueles considerados de difícil usinagem e de aplicações de alta tecnologia, como na área automotiva, aeronáutica e médica. Ligas metálicas destinadas a implantes estruturais, que desempenham função de suportar esforços, têm sido cada vez mais pesquisadas quanto às suas propriedades microestruturais, mecânicas e características de biocompatibilidade (MANERA et al., 2009).

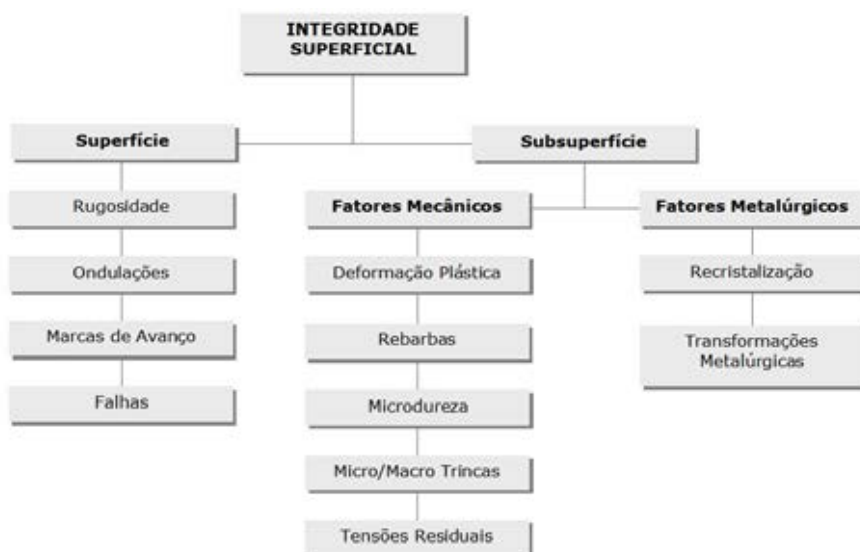
2.3 Integridade Superficial

O termo “integridade superficial” foi citado pela primeira vez em 1964 por Field e Kahles, sendo definido como o conjunto de alterações na superfície das peças causada pela ação natural do processo de fabricação, que pode ser com ou sem remoção de material. Dessa forma, as alterações superficiais foram inicialmente classificadas pela natureza mecânica, metalúrgica e química, entre outros tipos de transformação. Em 1971, na 21ª Assembleia Geral do CIRP (“College International pour la Recherche en Productique”), a integridade superficial tornou-se oficialmente reconhecida como um campo de pesquisa (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

Segundo Field, Kahles e Koster (1989), o conhecimento da integridade superficial descreve e controla possíveis alterações superficiais sofridas pela peça durante o seu processo de fabricação, incluindo seus efeitos sobre as propriedades e desempenho dos materiais em serviço. Eles ainda relatam a importância do estudo da integridade superficial citando como exemplo as falhas por fadiga, que geralmente têm as trincas nucleadas próximas ou na superfície do componente.

Para Chevrier et al. (2003), a integridade superficial mede a qualidade da superfície usinada por meio da interpretação da estrutura da superfície e da subsuperfície do material, analisando a influência dos parâmetros de corte em algumas variáveis como tensão residual, rugosidade e força de corte. Assim, a integridade superficial pode ser estudada conforme a estrutura apresentada na Figura 3.

Figura 3 - Classificação da integridade superficial.



Fonte: Adaptado de Machado et al. (2009)

Em uma classificação mais simplificada, Becker, Santos e Sales (2005) dividem o estudo da integridade superficial em três níveis: textura superficial, macro e microestruturas e microdureza, permitindo por meio dessas informações realizar uma caracterização da natureza da camada superficial da peça. Contudo, há um conjunto padrão comumente conhecido em estudos de integridade superficial, que inclui informações a respeito do comportamento da peça usinada, como resistência à fadiga, à corrosão sob tensão e tensões residuais. Todavia, a caracterização completa da integridade superficial reúne os dois conjuntos citados acima e informações adicionais sobre a resistência à fadiga, além de resultados de ensaios mecânicos, como tração, tensão de ruptura, fluência e outros.

Portanto, necessita-se conhecer o grau de importância e a profundidade de conhecimento das variáveis a serem analisadas para definir qual o melhor procedimento a ser utilizado na caracterização da integridade superficial da peça, uma vez que, quanto maior o conjunto a ser examinado, maior o valor agregado a esta investigação. Assim, peças que apresentam elevado custo de fabricação, vida útil pré-definida ou causem riscos à saúde ou ao bem-estar humano quase sempre necessitam de uma caracterização da integridade superficial apurada.

Não há dúvidas que a principal alteração superficial entre essas citadas na Figura 3 é a rugosidade. Isso é comprovado em virtude do número de pesquisas realizadas sobre a influência das operações de fabricação ou parâmetros de corte no acabamento da peça, ou seja, no nível de rugosidade do produto acabado.

A rugosidade pode ser entendida como irregularidades finas, de menor espaçamento, resultantes da ação inerente ao processo de corte causado pela ferramenta. Elas geralmente são medidas em um pequeno intervalo de comprimento, denominado “cut-off” (comprimento de amostragem). As ondulações são irregularidades superficiais cujos espaçamentos são maiores que o “cut-off”. Em geral, vibrações, deflexões da peça ou da ferramenta devido à força ou temperatura de corte representam as fontes causadoras e indesejáveis de ondulações.

Das alterações subsuperficiais, a microdureza pode ser facilmente alterada, descaracterizando as condições iniciais de integridade superficial do produto após o processo de fabricação. Essa propriedade pode aumentar pela formação de martensita não-revenida (mais dura) ou pela deformação ocorrida abaixo da linha de transformação (encruamento). Por outro lado, também pode diminuir pelo super revenimento da martensita, dependendo dos níveis de temperatura de corte que se atinja durante a usinagem.

O surgimento de microestruturas de elevada dureza é muito comum na usinagem de materiais endurecidos, justamente pelo efeito da deformação mais acentuada, causada pelos desgastes da ferramenta. Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999), torneando aços

endurecidos, notaram martensita não-revenida e martensita revenida próximas à superfície ao usinar com ferramenta desgastada.

As peças fabricadas por usinagem sofrem influência direta dos vários parâmetros de corte necessários ao processo. Dentre eles, destacam-se a geometria da cunha cortante da ferramenta, geometria da peça, características estruturais da máquina-ferramenta, material da peça, condições de corte e material da ferramenta (MACHADO et al., 2009).

O material da peça é, sem dúvida, um fator importante a ser considerado como variável na integridade superficial. Segundo Machado et al., (2009), as características do material, como composição química, dureza, microestrutura e consistência metalúrgica podem causar alguma alteração no acabamento da peça. Dessa forma, visando os menores níveis de rugosidade, busca-se uma composição química que desfavoreça a formação da aresta postiça de corte, uma média dureza aliada à baixa ductilidade, um tamanho de grão pequeno juntamente com uma média dureza dos microconstituintes, além da homogeneidade das propriedades ao longo da seção do componente.

Quanto às condições de corte, a maioria dos estudos sobre integridade superficial concede a maior importância às possíveis mudanças causadas pelas variações da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Em geral, o aumento da velocidade de corte tende a melhorar o acabamento das peças, mas em velocidades de corte mais elevadas, a rugosidade passa a ser insensível à sua variação. Por outro lado, baixos valores de velocidade de corte favorecem o aparecimento de APC e provocam maiores esforços de usinagem, prejudicando o acabamento da peça (SILVA, 2002).

Todavia, de acordo com Machado et al., (2009), o avanço e a profundidade de usinagem influenciam mais na rugosidade que a velocidade de corte. Particularmente, o avanço é mais ainda decisivo na rugosidade pelo fato de o acabamento (teórico) depender quadraticamente desse parâmetro. Portanto, quanto maior o avanço da ferramenta, muito maior será a altura entre picos e vales impressos na superfície da peça. Já profundidades de usinagem maiores causam aumento das forças de corte e, portanto, maiores deflexões da peça, podendo desfavorecer a rugosidade do componente.

2.4 Implantes Dentários

Os implantes dentários comuns que hoje conhecemos — que em síntese é um parafuso auto-atarraxante — foram desenvolvidos após os resultados de osseointegração obtidos pelo Professor Per-Ingvar Brånemark (BRÄNEMARK et al., 1977). Na Figura 4, é possível observar como é composto um implante dentário completo.

Figura 4 - Composição de um implante dentário.



1. Prótese
2. Parafuso Central
3. *Abutment*
4. Parafuso (Implante)

Fonte: www.dentalimplantlife.com [Acesso em 15/12/2014].

2.4.1 Materiais na Implantodontia

Vários materiais podem ser utilizados como base para um implante e seus componentes. Neste caso, dentro da odontologia, os materiais chamados “bioinertes” são materiais menos suscetíveis a causar uma reação biológica adversa devido à sua estabilidade química em comparação com outros materiais. A grande parte deste tipo de material encontra-se nas próteses e elementos que sofram desgaste por atrito, tais como:

- CERÂMICAS À BASE DE CARBONO: O carbono possui similaridades com o osso em relação à rigidez e à resistência;
- ALUMINA: As aluminas policristalinas de alta densidade e alta pureza possuem, além da estabilidade química e inércia biológica, resistência à fricção e ao desgaste. A maior limitação da alumina é que ela possui baixa tenacidade, baixa resistência à tração e à flexão;
- ZIRCÔNIA: Surgiu como alternativa à alumina por possuir maior tenacidade. As melhores propriedades mecânicas em relação à alumina permitem uma maior liberdade dimensional na confecção dos implantes (HULBERT, 1993).

Já os materiais “biorreativos” são dominados pela classe dos materiais metálicos. No entanto, a maioria dos biomateriais metálicos não é biorreativa, ficando mais próxima à classe dos materiais bioinertes. A biocompatibilidade dos metais e ligas é baseada na formação de uma camada fina e aderente de óxido estável.

Os principais metais utilizados como biomateriais são divididos em três classes: ligas ferrosas (aços inoxidáveis), ligas à base de cobalto e ligas à base de titânio. Os metais classificados como biorreativos ficam no limite entre os materiais bioinertes e os bioativos.

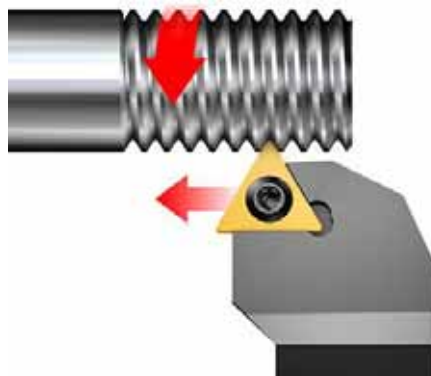
Esses metais adquirem bioatividade após um tratamento de ativação de superfície do seu óxido. São eles o titânio, o nióbio e o tântalo.

- **AÇOS INOXIDÁVEIS:** O mais utilizado é o aço inox 316L, que é um aço austenítico endurecível por encruamento. As principais limitações da utilização de implantes de aço inox são corrosão e troca iônica, liberando íons do tipo Ni^{2+} , Cr^{3+} e Cr^{6+} , que podem causar efeitos locais (irritação, inflamação nas áreas adjacentes à interface implante-tecido) e sistêmicos (efeito tóxico sobre o organismo);
- **LIGAS À BASE DE COBALTO:** O alto limite de resistência e a alta resistência em fadiga fazem dessas ligas uma boa alternativa para utilização em reconstrução de juntas;
- **TITÂNIO E LIGAS À BASE DE TITÂNIO:** O titânio possui uma combinação de alta resistência mecânica, alta resistência à corrosão eletroquímica — dada esta pela formação de seu óxido —, e resposta biológica favorável, que fazem com que ele seja o metal mais utilizado como biomaterial. Outro fator é a sua alta constante dielétrica quando comparada com a de outros óxidos, já que as interações entre os óxidos e as biomoléculas são elétricas e o TiO_2 é catalítico para um número de reações orgânicas e inorgânicas.

2.4.2 Processo de fabricação da rosca externa

Segundo Ferraresi, 1977, o processo de usinagem de roscas no torneamento se destina à obtenção de filetes com perfis roscados, por meio da abertura de um ou mais sulcos helicoidais de passo uniforme, em superfícies cilíndricas ou cônicas de revolução, envolvendo movimentos de avanço e de rotação entre a ferramenta e a peça, onde uma delas gira enquanto a outra se desloca simultaneamente (Figura 5).

Figura 5 - Processo de usinagem de roscas no torneamento externo.

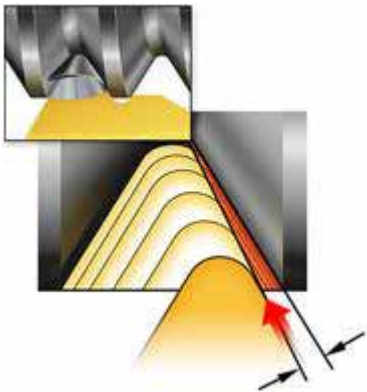


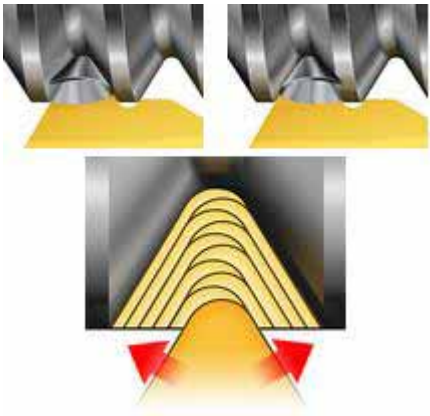
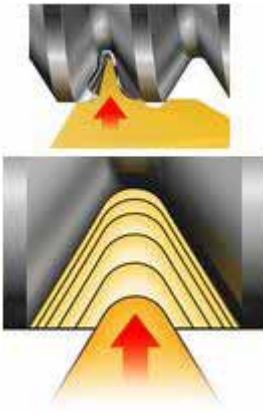
Fonte: SANDVIK COROMANT (2009).

Dentro da odontologia e da produção das peças que compõe todo o implante dentário, a usinagem de peças pequenas requer particular atenção para a seleção das ferramentas e dos métodos de usinagem. É consenso o uso de máquinas com cabeçote móvel — que são específicas para trabalhar com barras de pequenos diâmetros —, e os desafios envolvidos no torneamento externo dos parafusos de titânio se baseiam no desgaste da ferramenta e na qualidade da peça. Outro fator importante é o controle de cavacos no torneamento de titânio, que precisa gerar uma zona de escoamento dos cavados fora da zona de usinagem.

O controle de cavaco na usinagem da rosca pode ser feito de várias formas — macrogeometria da ferramenta, microgeometria da aresta de corte, ângulos de inclinação etc —, mas o cavaco também pode ser controlado de forma muito eficaz com o tipo de estratégia de usinagem escolhido. Na Tabela 2, é detalhado cada um dos três principais métodos: Penetração de Flanco Modificada, Penetração Incremental e Penetração Radial.

Tabela 2 - Tipos de penetração da ferramenta na peça durante a usinagem de rosca externa.

Penetração de Flanco Modificada	
	• Primeira escolha: propicia vida útil da ferramenta mais longa e melhor controle de cavacos; • Maioria das máquinas CNC é pré-programada; • Evita o atrito da aresta da pastilha na superfície da peça. • Indicação: todas as operações e tipos de pastilhas • Cavacos são mais espessos facilitam o corte; • Poucos passes: menos calor é transferido à pastilha; • Pode ser usada em ambos os flancos da rosca para direcionar os cavacos na melhor direção; • Usada para roscas maiores e para eliminar problemas de vibração.

Penetração Incremental	
	• Primeira escolha para passos com mais de 5 mm; • Requer um programa especial da máquina CNC; • Os cavacos são direcionados para ambos os caminhos, dificultando seu controle; • Desgaste uniforme da pastilha e prolonga a vida útil da ferramenta em roscas muito grossas.
Penetração Radial	
	• Usado com mais frequência; • Único possível em muitos tornos não CNC; • Produz cavacos rígidos, em forma de “V”; • Cavaco difícil de formar e controlar; • Desgaste da pastilha uniforme nos dois flancos; • Adequado para passos finos; • A ponta da pastilha é exposta a altas temperaturas, restringindo a profundidade da penetração; • Risco de vibração e controle de cavacos ruim em passos grandes.

Fonte: Adaptado de SANDVIK COROMANT (2009).

2.4.1 Osseointegração

O termo “osseointegração” foi definido pelo Professor Per-Ingvar Brånemark como a ligação direta, estrutural e funcional entre osso ordenado e vivo e a superfície de um implante sujeito a cargas funcionais (BRANEMARK, 1985). A osseointegração foi observada enquanto o Prof. Brånemark estava realizando estudos clínicos *in situ* e *in vivo* de osso medular em fíbula de coelhos. Esses estudos foram realizados com uma técnica de microscopia vital que consistia em uma leve inserção de uma câmara de titânio contendo um sistema ótico na fíbula do coelho. As câmaras óticas não podiam ser retiradas do osso ao redor após um período de tempo já que a retirada resultava em osso aderido às câmaras (BRANEMARK, 1985).

A otimização das propriedades de superfície como grau de pureza, textura, rugosidade e molhabilidade podem trazer benefícios para o processo de osseointegração. As alterações na camada de óxido de metais como o titânio também têm sido bastante investigadas e, paralelamente, técnicas de recobrimento com materiais bioativos têm sido

desenvolvidas, na intenção de se reduzir o tempo de espera pós-cirúrgico para que o paciente possa ter uma vida normal.

Assim, Branemark (1985) conseguiu elencar seis fatores de suma importância para o sucesso da osseointegração:

1. Biocompatibilidade do implante: Remete à aceitação do tecido ósseo;
2. Características do desenho: Permite ancoragem mecânica e estabilidade após inserção;
3. Características de superfície: Superfícies com rugosidade em uma escala que permita a vascularização são desejadas;
4. Estado do leito hospedeiro: É necessária presença de leito receptor saudável e com quantidade óssea suficiente;
5. Técnica cirúrgica: Deve impor o menor trauma e o menor sobreaquecimento possíveis, utilizando baixas rotações de perfuração e moderado torque de inserção;
6. Condições de aplicação das cargas: Depende dos fatores histológicos e de estabilidade mecânica do implante.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Apresentam-se neste item o planejamento dos experimentos, a descrição do banco de ensaios, as características do material da peça, as especificações das ferramentas de corte e os procedimentos experimentais destinados ao levantamento das variáveis de saída, tais como apresentadas no item 3.1.

3.1 Planejamento Experimental

Os ensaios de usinagem foram planejados em duas fases. A primeira visou avaliar, inicialmente, o efeito dos fatores de controle profundidade de usinagem (a_p) e da velocidade de corte (v_c) nas respostas força de corte (F_c) e energia específica de corte (u). Por ser um teste exploratório, foram considerados 3 níveis de cada fator de controle.

Com base no comportamento estatístico das variáveis de saída (usinabilidade), foi realizada a fase 2, que visou correlacionar o comportamento das respostas de microdureza (MD), rugosidade média (R_a e S_a), “Skewness” (S_{sk}) e “Kurtosis” (S_{ku}) e rugosidade qualitativa (imagens) ante os fatores de controle mais influentes na fase 1. Por ser um teste de correlação e aprofundamento, as variáveis de entrada menos influentes foram quantizadas em menores níveis e extrapoladas.

Tabela 2 - Planejamento experimental empregado nas fases 1 e 2 da pesquisa.

Fase	Fatores de controle (Variáveis de entrada)	Níveis			Resposta (Variáveis de saída)
1	v_c [m/min]	20	35	50	u [J/mm ³] e F_c [N]
	a_p [μm]	25	50	100	
2	v_c [m/min]	20	70		MD [HV], R_a [μm], S_a [μm], S_{sk} [-], S_{ku} [-] e rugosidade qualitativa
	a_p [μm]	25	50	100	

Fonte: Elaboração do autor

Os testes foram realizados segundo a técnica de delineamento de experimentos para aplicação da Análise de Variância (ANOVA), através de um experimento fatorial completo, considerando quatro réplicas e nível de significância de 5%.

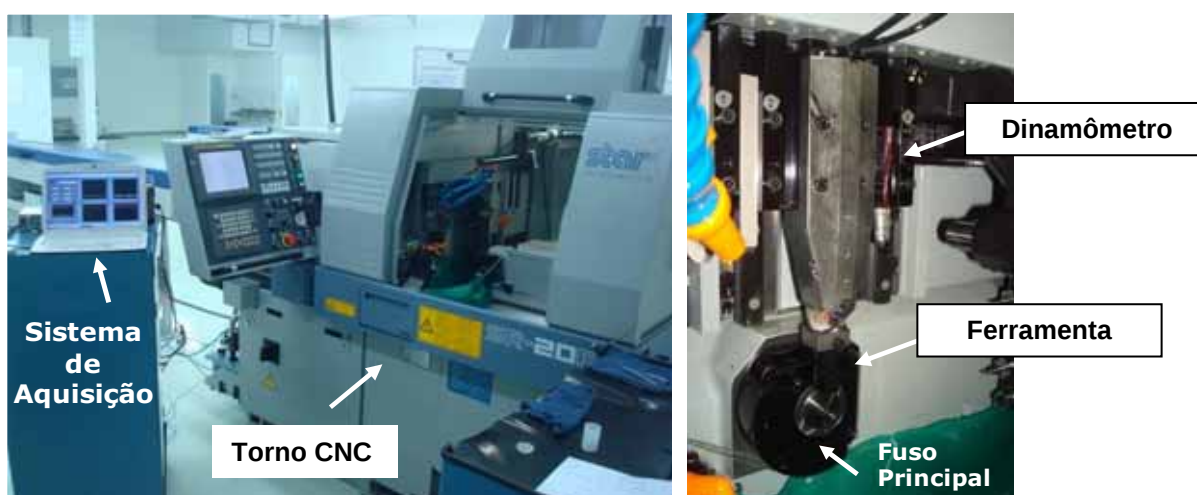
O avanço por rotação da ferramenta foi de 1,6 mm (rosca com entrada dupla). A profundidade de usinagem apresentada na Tabela 2 é considerada em cada passe da rosca.

3.2 Banco de Ensaio

Os ensaios de roscamento foram realizados em um torno CNC STAR® SR-20RII, com potência de 2,2 kW, nas dependências da Implalife — Indústria de Produtos Médico-Odontológico LTDA, de Jales/SP. Esse tipo de torno, denominado de cabeçote móvel, é o equipamento mais apropriado para a usinagem de implantes dentários.

Para medição da força de corte, foi utilizado um dinamômetro extensométrico projetado para suportar cargas de 900 N nas direções da força de corte e de avanço (ambos com correlação linear $R^2=1$), com sistema de ligação em duas Pontes Completas de Wheatstone para cada componente de força. A aquisição das componentes da força de usinagem utilizou um condicionador de sinais AC/DC, com frequência de resposta de 100 kHz, conectado a uma placa conversora A/D da National Instruments®, modelo USB-6009, e a um notebook munido do software Labview 12.0.1. A Figura 6 apresenta a montagem experimental dos ensaios de roscamento.

Figura 6 - Montagem experimental para os ensaios de roscamento e medição da força de corte.



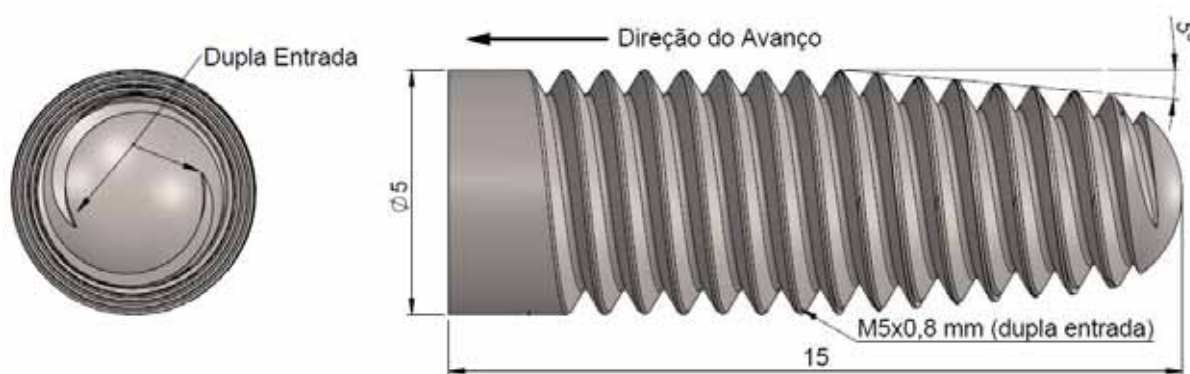
Fonte: Elaboração do autor

As medidas de microdureza foram realizadas em um microscópio Carl Zeiss®, modelo Neophot 21, equipado com o módulo de ensaio de microdureza, do Departamento de Engenharia Mecânica da FEIS/UNESP. Os raios de aresta da ferramenta, bem como os parâmetros de rugosidade da superfície da rosca, foram medidos utilizando microscópio confocal Olympus OLS4000, gentilmente cedido pela Arotec S.A, Cotia/SP. As imagens de microscopia eletrônica de varredura foram feitas no microscópio Jeol JSM 5410, do Laboratório de Microscopia da FCAV/UNESP e Carl Zeiss EVO, do Laboratório de Microscopia do Departamento de Física e Química FEIS/UNESP.

3.3 Corpos de Prova

Os corpos de prova têm dimensões conforme Figura 7, com rosca externa M5 x 0,8 mm, que foram baseadas nas características dimensionais e geométricas de um implante dentário comercial, fabricados em Titânio ASTM F67 Grau 4.

Figura 7 - Desenho do corpo de prova baseado em um implante comercial.



Fonte: Elaboração do autor

O material foi fornecido trefilado e retificado em barras com $\varnothing$ 5,5 mm h7, e sua composição química é apresentada na Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química do Titânio ASTM F67 Grau 4 (% em peso)

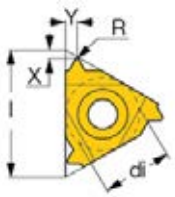
N	C	H	Fe	O	Ti
0,05	0,08	0,015	0,50	0,40	Balanço

Fonte: ASTM F67-13 (2013)

3.4 Ferramenta de Corte

Para a usinagem das roscas externas no torneamento, a ferramenta escolhida foi de codificação 16 ER 0.80 ISO IC 908 (ISCAR®), de metal duro (ISO S15-S25) revestida com TiAlN através do processo PVD. As ferramentas foram ensaiadas em condição isenta de desgaste, sendo uma aresta para cada condição, e com fluido de corte integral sem cloro ECOCUT 910 (FUCHS®) em abundância em forma de jorro. Na Tabela 4, são apresentadas as dimensões principais da ferramenta de corte.

Tabela 4 - Principais dimensões da ferramenta de corte utilizada.

	l [mm]	di [mm]	X [mm]	Y [mm]	R ($r_{\epsilon 1}$) [μm]
	16	9,52	0,6	0,6	90

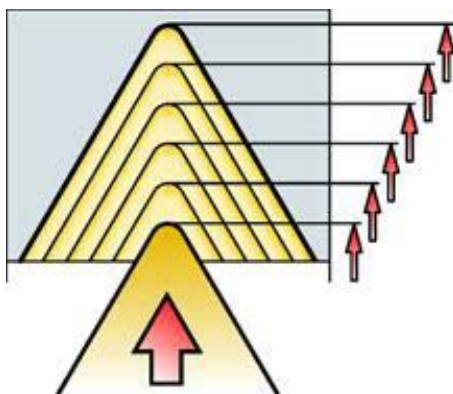
Fonte: Adaptado de ISCAR® (2012)

Como dimensões adicionais, a ferramenta apresenta raio de aresta (r_e) de $20,071 \pm 1,529 \mu\text{m}$ na ponta, $14,481 \pm 0,949 \mu\text{m}$ na aresta principal e $13,437 \pm 0,629 \mu\text{m}$ na aresta secundária de corte. O raio de aresta da ferramenta é importante para a devida formação de cavaco em condições de corte onde a espessura de corte é muito reduzida.

3.5 Procedimento Experimental

Os ensaios de roscamento foram conduzidos pela IMPLALIFE — Indústria de Produtos Médicos-Odontológicos LTDA. Uma rotina CNC foi elaborada para a usinagem da rosca, tal como no implante comercial, adotando a estratégia do avanço radial, que mantém os incrementos radiais constantes, como apresentado na Figura 8.

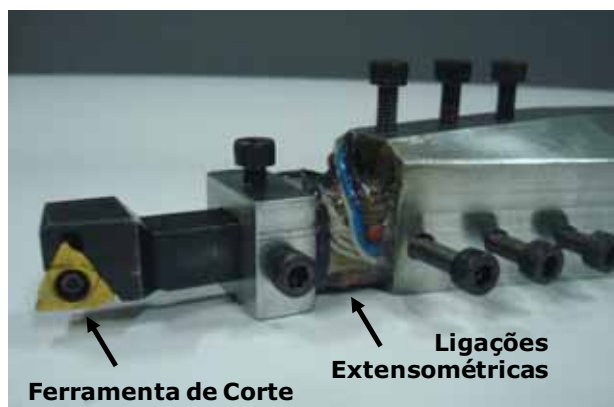
Figura 8 - Estratégia de usinagem de roscas através do avanço radial.



Fonte: SANDVIK COROMANT (2009)

A cada passe da rosca, conforme os parâmetros de corte apresentados na Tabela 2, a força de usinagem era captada recorrendo-se ao dinamômetro mostrado na Figura 9, em conjunto com o sistema de aquisição descrito no item 3.2 (Banco de Ensaio).

Figura 9 - Dinamômetro extensométrico utilizado na medição da força de corte.

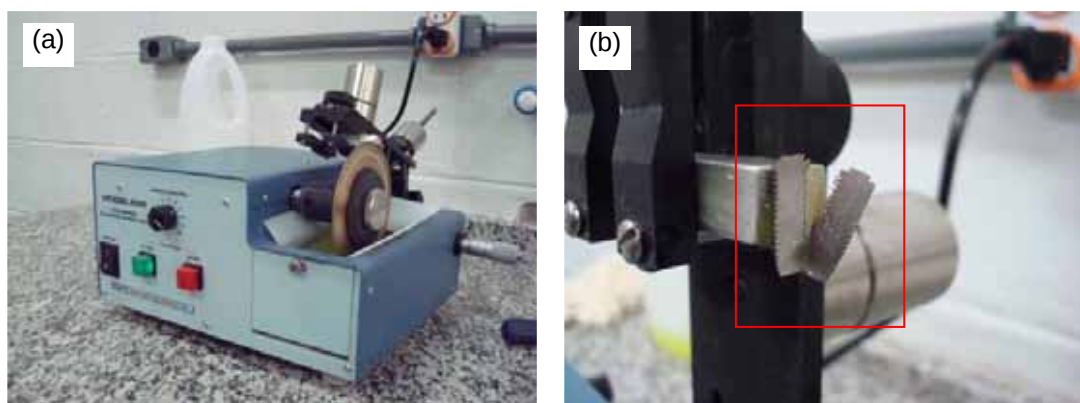


Fonte: Elaboração do autor

A energia específica de corte foi calculada integrando-se numericamente a força de corte no tempo, através de regra 1/3 de Simpson, multiplicando-se pela velocidade de corte e dividindo-se pelo volume de cavaco removido, que por sua vez foi determinado pela razão entre a densidade do material e a massa da peça medida antes e depois da usinagem.

A preparação metalográfica dos corpos de prova para a medição da microdureza iniciou com o seccionamento através do uso de um disco abrasivo diamantado, com aplicação de fluido lubrificante e refrigerante em abundância (Figura 10).

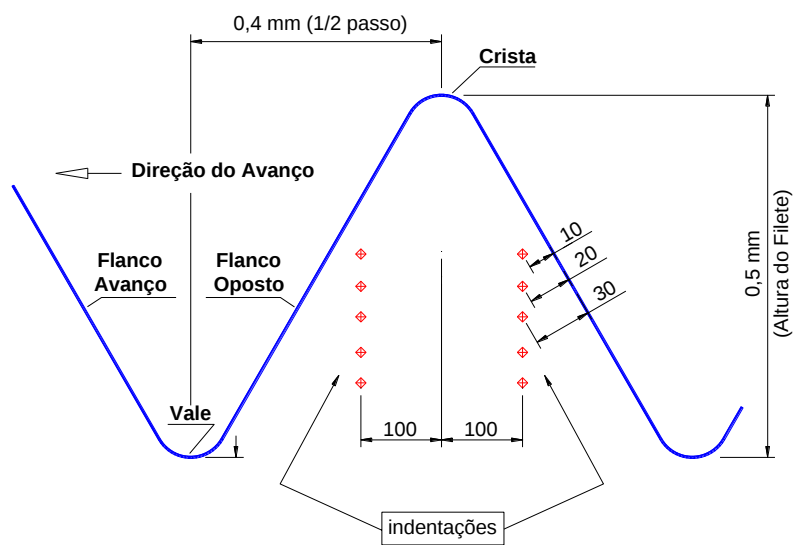
Figura 10 - Seccionamento das amostras. (a) Equipamento utilizado e (b) amostra seccionada.



Fonte: Elaboração do autor

Após os seccionamento, os corpos de prova foram embutidos em resina poliéster, lixados até a lixa 1500, e polidos com alumina 0,03 μm . As medidas de microdureza foram feitas aplicando-se uma carga de 20 gf durante 15 segundos. A Figura 11 apresenta o desenho esquemático da região onde foram feitas as medidas de microdureza.

Figura 11 - Desenho esquemático das distâncias das indentações [μm].



Fonte: Elaboração do autor

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Apresenta-se e discute-se nesta seção os resultados de usinabilidade e integridade superficial, baseados nas matrizes experimentais indicadas no Capítulo 3.

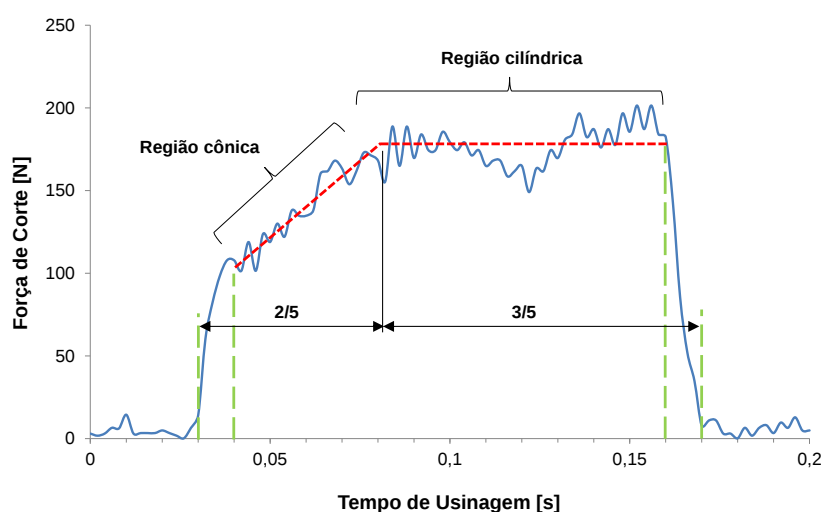
4.1 Usinabilidade

Dois principais indicadores da usinabilidade no roscamento do titânio são abordados: força de corte e energia específica de corte. A morfologia dos cavacos e o estado das ferramentas de corte também são discutidos visando complementar os resultados.

4.1.1 Força de Corte

Na Figura 12, é ilustrado o comportamento da força de corte durante o roscamento. Observa-se que o sinal contém duas regiões distintas, advindas diretamente da interação entre geometria do implante dentário e ferramenta de corte. A primeira região apresenta um comportamento crescente e linear da força de corte, dado o início cônico da rosca do implante (aproximadamente 5,5 mm x 5°). A segunda região mostra que a força de corte é praticamente constante ao longo da usinagem, em função da porção cilíndrica da rosca do implante (M5 x 0,8 mm de passo). As regiões são assim identificadas, uma vez que o tempo de roscamento da região cônica foi compatível com o comprimento do cone e a velocidade de avanço da ferramenta. A região cônica representa cerca de 2/5 do comprimento total roscado.

Figura 12 - Comportamento da força de corte durante o roscamento de implantes dentários de titânio ($v_c = 50$ m/min, $a_p = 100$ μ m, último passe).

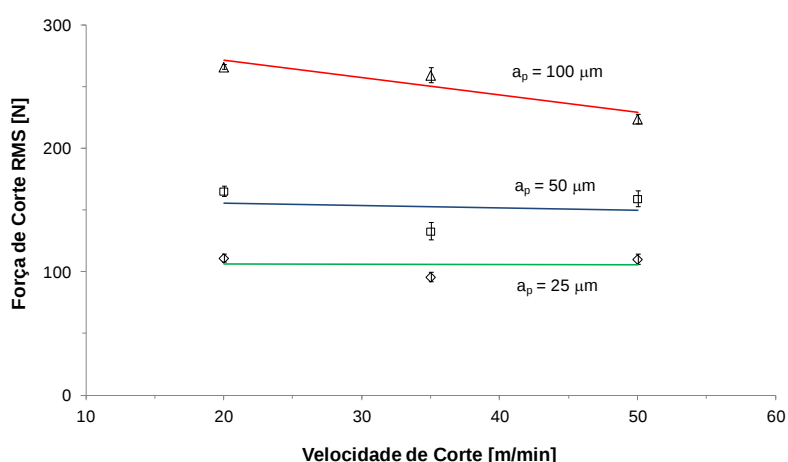


Fonte: Elaboração do autor

Um resultado adicional e não menos importante que também pode ser extraído do sinal da força de corte refere-se ao tempo de resposta do dinamômetro extensométrico empregado nos ensaios de roscamento. Nota-se rápido aumento e decaimento da força de corte (sem oscilações do sinal) em um tempo de aproximadamente 10 ms, no momento em que a ferramenta de corte penetra e sai da rosca. Isso representa, aproximadamente, uma taxa de aumento/queda de 10^4 N/s ou 10 N/ms (sinal em rampa). Numa condição idealizada, como uma entrada degrau, esta taxa seria infinita. Embora não faça parte principal dos resultados, este comportamento do dinamômetro traz confiabilidade aos resultados de força de corte medidos, uma vez que ensaios de usinagem são altamente dinâmicos e dependem de sistemas de medição com baixo tempo de resposta.

Considerando a combinação entre a velocidade de corte e a profundidade de usinagem, na Figura 13 é apresentada que a força de corte média (valor RMS) aumenta com a profundidade de usinagem e é insensível à velocidade de corte, excetuando-se apenas para a profundidade de 100 μm por passe, onde a força de corte diminui com aumento da velocidade de corte.

Figura 13 - Variação da força de corte RMS com a velocidade de corte e profundidade de usinagem (Variabilidade: 1,2 a 6,3%. Variabilidade média: 3,1%).



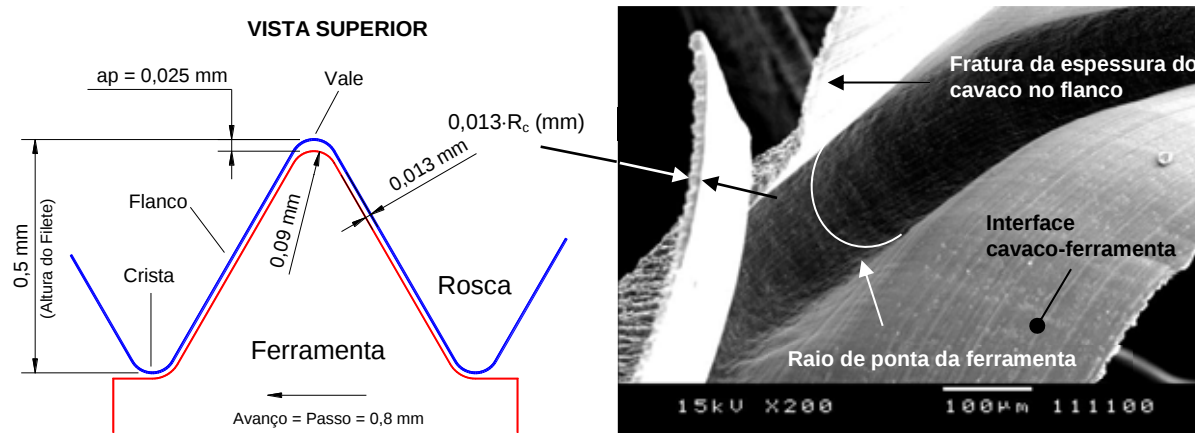
Fonte: Elaboração do autor

Maior profundidade de usinagem leva à maior área da seção de corte, que aumenta o volume de cavaco e necessita de maior força de corte para sua remoção. Já o aumento da velocidade de corte tende a reduzir a força de corte devido à diminuição do atrito na interface cavaco-ferramenta, amolecimento térmico do material da peça na zona de cisalhamento primário e diminuição da espessura do cavaco, que deriva do aumento do ângulo de cisalhamento e diminuição do grau de recalque do cavaco (Machado et al., 2009).

Para exemplificar, na Figura 14 mostra-se um cavaco típico formado no roscamento de implantes dentários de titânio e um modelo geométrico bidimensional para explicar sua

forma. Pode-se observar que o cavaco apresenta a forma do perfil da ferramenta a cada passe ou profundidade de usinagem, ou seja, o cavaco apresenta-se num formato em “V”, com ângulo de, aproximadamente, 60° (rosca métrica), raio de curvatura próximo ao raio de ponta da ferramenta e espessura, ao longo do perfil, igual à espessura teórica multiplicada pelo grau de recalque (R_c). Ao longo de seu comprimento, o cavaco apresenta fraturas transversais recorrentes em decorrência de sua deformação, devido à grande relação comprimento/seção transversal.

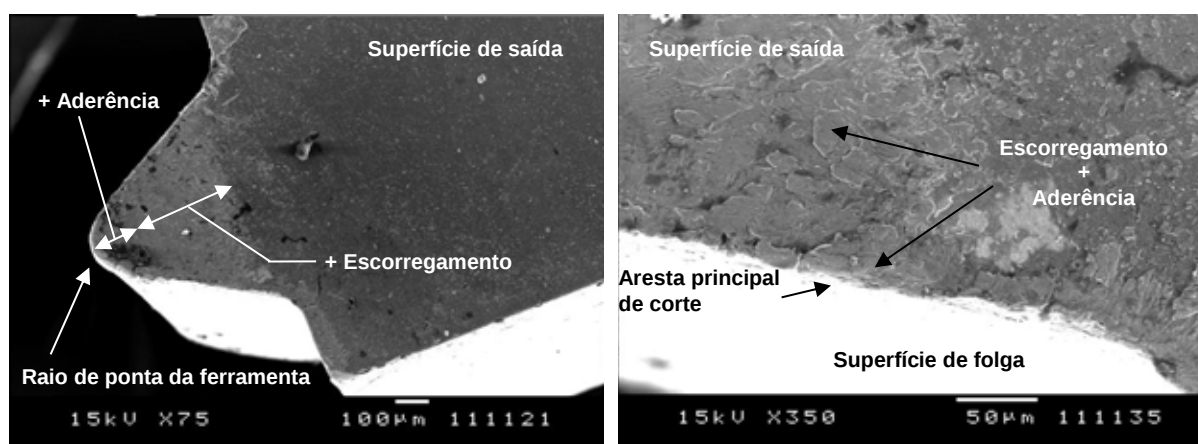
Figura 14 - Processo de formação de cavaco no roscamento do titânio ($v_c = 20$ m/min, $a_p = 25$ μ m).



Fonte: Elaboração do autor

Com relação à ferramenta de corte, a Figura 15 mostra que as estas apresentaram uma pequena região de aderência no entorno das arestas, para todas as condições de corte, e uma região de escorregamento mais extensa.

Figura 15 - Estado da ferramenta de corte no roscamento de titânio ($v_c = 20$ m/min, $a_p = 100$ μ m, comprimento total linear de corte percorrido pela ferramenta = $98,9$ mm).

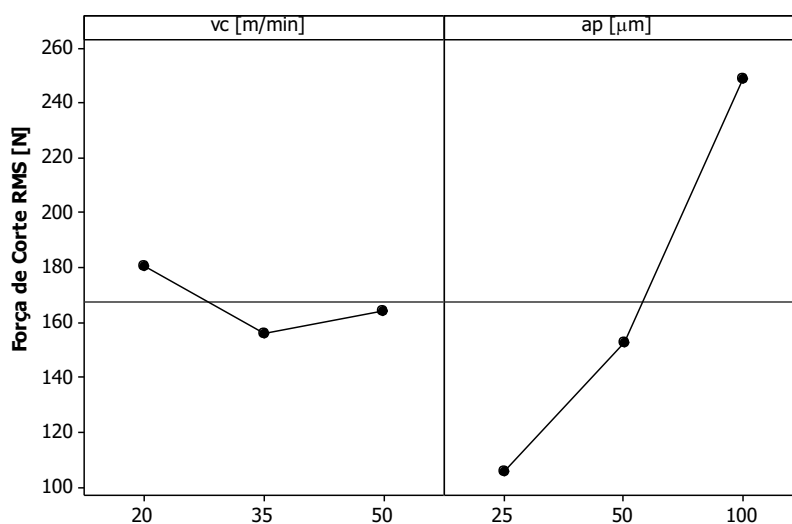


Fonte: Elaboração do autor

Nas arestas principal e secundária de corte (em contato com os flancos da rosca no sentido do avanço e oposto da ferramenta), a aderência alcançou uma extensão não maior que 22 μm . Na aresta curva do raio de ponta do inserto, a extensão da aderência variou entre 30 e 40 μm . A região de escorregamento do cavaco apresentou um comprimento máximo de 420 μm , indicando que o cavaco perdeu o contato com a ferramenta praticamente na profundidade do filete da rosca (500 μm).

Com o intuito de avaliar estatisticamente o efeito combinado dos parâmetros de corte na força de corte RMS, a Figura 16 mostra qualitativamente a Análise de Variância (ANOVA) dos fatores de controle (velocidade de corte e profundidade de usinagem), em três níveis, sobre a resposta (força de corte média).

Figura 16 - ANOVA qualitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (força de corte RMS).



Fonte: Elaboração do autor

Pelo exame da Figura 16, verifica-se que a velocidade de corte e a profundidade de usinagem são, respectivamente, inversa e diretamente proporcionais à força de corte média, sendo o segundo mais influente que o primeiro, por apresentar maior variação da força de corte RMS em torno do valor médio (~170 N). Uma forma de verificar a significância dos efeitos principais sobre a resposta é através do Quadro ANOVA, apresentado na Tabela 5.

Tabela 5 - ANOVA quantitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (força de corte RMS).

Fator	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
v_c	2	3411	1706	10,50	0,000
a_p	2	128706	64353	395,98	0,000
Erro	35	5688	163		
Total	39				

Fonte: Elaboração do autor

Verifica-se que ambas as variáveis de entrada influem na força de corte RMS, uma vez que o valor de probabilidade (P-Valor) foi menor que o nível de significância adotado na ANOVA ($P = 0 < \alpha = 0,05$). A maior influência da profundidade de usinagem pode ser verificada com base no teste F, já que $F_{(ap)} = 395,98 > F_{(vc)} = 10,50$, ou pelo Coeficiente de Correlação de Pearson (CP), que varia positiva ou negativamente no intervalo $[-1, +1]$. Valores próximos da unidade indicam correlação forte entre as variáveis e valores próximos da nulidade denotam correlação fraca ou inexistente. Sinais positivo e negativo significam, respectivamente, relação direta e inversamente proporcional.

Para o estudo em questão, a correlação entre velocidade de corte e força de corte média é de -0,111, o que denota relação fraca e inversamente proporcional. Entretanto, a correlação entre profundidade de usinagem e força de corte média é de + 0,970, indicando correlação forte e diretamente proporcional.

O tratamento estatístico realizado pela ANOVA foi validado pelo Teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov ($P > \alpha = 0,05$) e 95,63% dos dados são explicados (cobertos) pela análise.

Por fim, um modelo estatístico de previsão do comportamento da força de corte RMS no roscamento de titânio também foi gerado através de uma regressão linear, que explica (prevê) 95% dos dados (Eq. 1). O modelo linear foi adotado, pois a força de corte média mostrou dependência praticamente linear com a profundidade de usinagem e velocidade de corte.

$$F_c \text{ (RMS) [N]} = 76,8 - 0,547 \cdot v_c \text{ [m/min]} + 1,910 \cdot a_p \text{ [\mu m]} \quad (1)$$

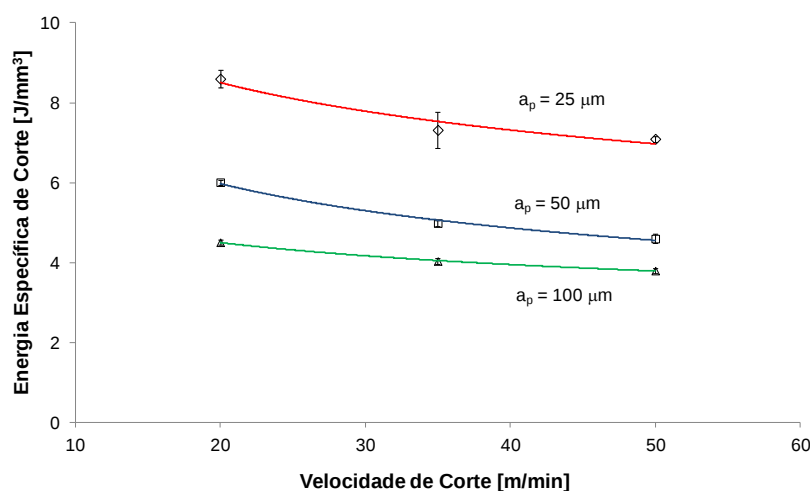
O modelo matemático ratifica que a velocidade de corte e a profundidade de usinagem, respectivamente, têm comportamento inversa e diretamente proporcional à força de corte RMS, dados os sinais das respectivas constantes multiplicativas. Além disso, a profundidade de usinagem é o fator mais influente, pois $|1,910| > |0,547|$. A razão entre as

constantes demonstra que a profundidade de usinagem é 250% mais influente na força de corte média que a velocidade de corte.

4.1.2 Energia Específica de Corte

A Figura 17 apresenta o comportamento da energia específica de corte com a variação da velocidade de corte e profundidade de usinagem.

Figura 17 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte e profundidade de usinagem (Variabilidade: 0,4 a 6,2%. Variabilidade média: 2,0%).



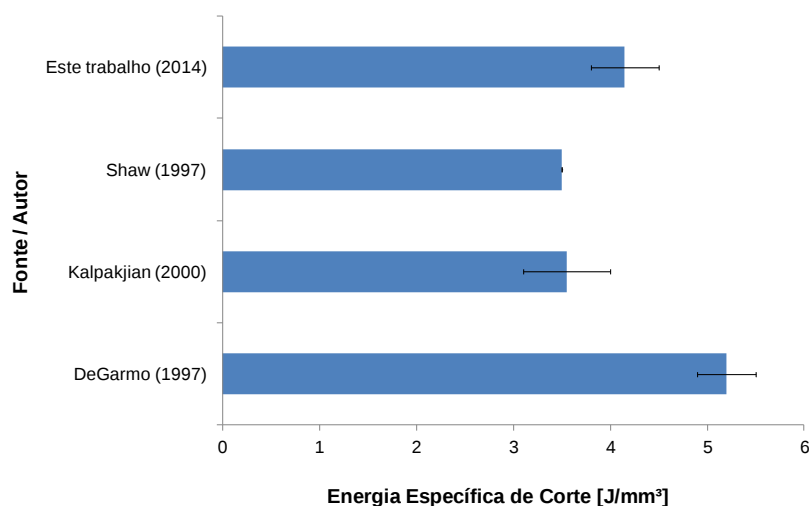
Fonte: Elaboração do autor

É possível interpretar o gráfico da Figura 17 com base nos fatores de controle separadamente. Analisando-se inicialmente a influência da velocidade de corte (eixo x), constata-se que o aumento deste parâmetro minimiza a energia específica de corte, alcançando uma redução média de 19%. O aumento da profundidade de usinagem também causa o mesmo efeito de queda da energia específica, porém de forma mais pronunciada, atingindo uma redução média de 46%. A diminuição da energia específica de corte devido ao aumento da velocidade de corte e da profundidade de usinagem está associada ao aumento do ângulo de cisalhamento, à diminuição da espessura do cavaco e à consequente redução do seu grau de recalque, ou seja, a energia necessária para deformá-lo e removê-lo da peça é menor (Ferraesi, 1970).

Outro resultado extraído da Figura 17 valida os dados medidos neste trabalho, na medida em que obteve-se níveis de energia específica de corte para o titânio condizentes com os encontrados na literatura (Figura 18). Apesar de a energia específica ser dependente de diversos parâmetros de processo, ferramenta e material da peça, Kalpakjian (2000) declara que a energia específica do titânio varia entre 3,1 e 4,0 J/mm³ na usinagem

com ferramentas de geometria definida. Shaw (1997) afirma encontrar níveis próximos de $3,5 \text{ J/mm}^3$ e DeGarmo (1997) mediu na faixa de $4,9$ a $5,5 \text{ J/mm}^3$. Dessa forma, para $a_p = 0,1 \text{ mm}$ (mais condizente com o emprego de ferramentas de geometria definida), na Figura 18 é apresentada magnitude de energia específica de corte entre $3,8$ e $4,5 \text{ J/mm}^3$.

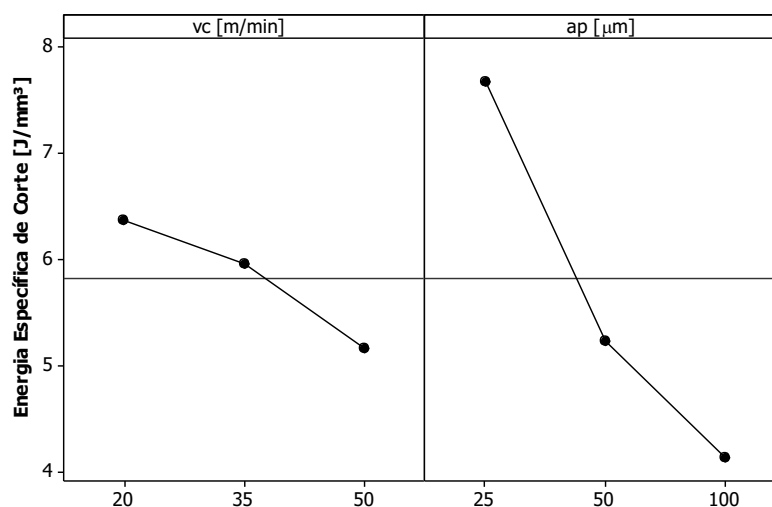
Figura 18 - Comparação entre a energia específica de corte do titânio medida neste trabalho e resultados similares apresentados pela literatura científica (Variabilidade: 11,5 a 25,4%. Variabilidade média: 17,9%).



Fonte: Elaboração do autor

Na Figura 19 demonstram-se os resultados qualitativos da ANOVA sobre a influência dos efeitos principais na resposta.

Figura 19 - ANOVA qualitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (energia específica de corte).



Fonte: Elaboração do autor

Verifica-se que o aumento da velocidade de corte e da profundidade de usinagem reduz a energia específica de corte. Entretanto, a profundidade de usinagem foi o fator de controle que mais oscilou em torno da média, indicando ser significativo na resposta. Como forma de validar estatisticamente os efeitos dos fatores de controle na energia específica de corte, apresenta-se na Tabela 6 o quadro ANOVA.

Tabela 6 - ANOVA quantitativa dos efeitos principais (velocidade de corte e profundidade de usinagem) sobre a resposta (energia específica de corte).

Fator	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
v_c	2	11,933	5,966	78,63	0,000
a_p	2	90,759	45,380	598,06	0,000
Erro	35	2,656	0,076		
Total	39				

Fonte: Elaboração do autor

É possível ratificar, de fato, que os parâmetros de corte influentes na energia específica são a velocidade de corte e a profundidade de usinagem, uma vez que os respectivos valores de Probabilidade P são menores que o nível de significância adotado nos experimentos ($P < \alpha = 0,05$). Em outras palavras, a afirmação de que estes referidos fatores de controle causam diferenças significativas na energia específica tem uma confiabilidade de 95% ou, equivalentemente, a chance de a afirmação ser equivocada é de apenas 5%.

De forma análoga à análise realizada para a força de corte média, os Coeficientes de Correlação de Pearson indicam que as variáveis de entrada têm relação inversamente proporcional com a energia específica de corte, isto é, o aumento da velocidade de corte e da profundidade de usinagem diminui a energia específica de corte. No entanto, somente a profundidade de usinagem apresenta uma correlação considerada forte com a resposta (-0,854 de a_p contra -0,323 de v_c).

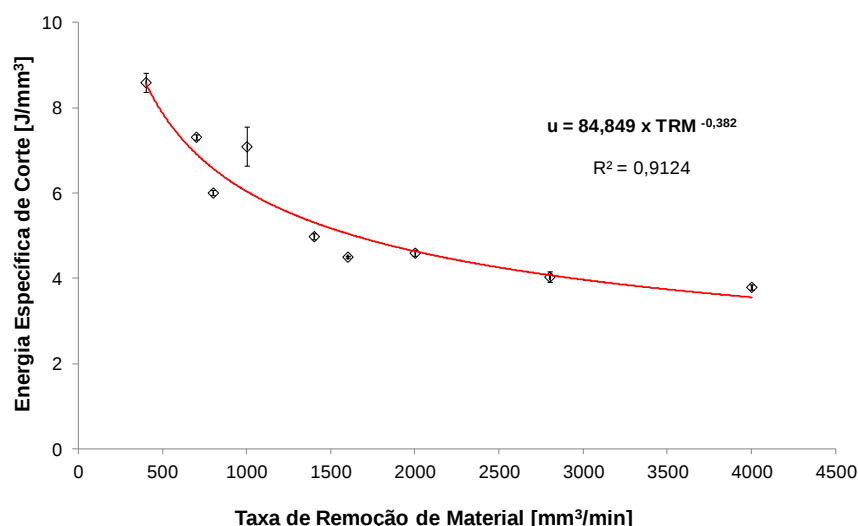
O tratamento estatístico realizado pela ANOVA foi validado pelo Teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov ($P > \alpha = 0,05$) e 97,17% dos dados são explicados (cobertos) pela análise.

Por fim, um modelo estatístico de previsão do comportamento da energia específica de corte no roscamento de titânio também foi gerado através de um ajuste potencial, que explica (prevê) 91,24% dos dados (Eq. 2).

$$\mu \text{ [J/mm}^3\text{]} = 84,849 \cdot \text{TRM [mm}^3\text{/min]}^{-0,382} \quad (2)$$

O modelo potencial foi adotado, pois a energia específica de corte mostrou um comportamento hiperproporcional (Figura 20) quando plotada contra a taxa de remoção de material, que considera simultaneamente a profundidade de usinagem e a velocidade de corte ($TRM = v_c \cdot a_p \cdot f$).

Figura 20 - Variação da energia específica de corte em função da taxa de remoção de material (Variabilidade: 0,4 a 6,2%. Variabilidade média: 2,0%).



Fonte: Elaboração do autor

Equações potenciais convexas, tal como a Eq. (2), são governadas por duas constantes: uma multiplicativa da variável independente e outra como potência, também da variável independente (negativa, neste caso). A primeira regula a amplitude da energia específica de corte e a segunda governa a amplitude e o grau de curvatura, pois quanto maior seu valor, mais assintótica é a curva em relação à ordenada.

Este resultado é compatível e equivalente ao apresentado por Shaw (1997), quando declara ser a energia específica inversamente proporcional à espessura de corte (h), elevada a um expoente (n), $u \propto h^{-n}$, sendo $n = 0,2$ (menor curvatura) para usinagens com ferramenta de geometria definida (torneamento, fresamento, furação etc) e $n = 0,8$ (maior curvatura) para usinagens com ferramenta de geometria indefinida (retificação de acabamento).

No caso deste trabalho, $n = 0,382$, que é maior que 0,2 (geometria definida) e menor que 0,8 (geometria indefinida), o que faz sentido, uma vez que a espessura de corte (h) participa da grandeza avanço da ferramenta (f), que por sua vez, compõe a taxa de remoção de material. Ademais, apesar deste trabalho empregar ferramenta de geometria definida (roscamento por inserto no torneamento), a profundidade de usinagem pode ser assumida equivalente à de retificação, o que fez $n = 0,382$ situar-se entre 0,2 e 0,8.

4.2 Integridade Superficial

Na área de implantodontia, os flancos da rosca de implantes dentários são a principal região de osseointegração, que fornecerão condições adequadas para a devida ancoragem do implante ao tecido ósseo. Por conta disso, apresenta-se neste item o perfil de microdureza subsuperficial, a topografia e a rugosidade apenas dos flancos da rosca.

A integridade superficial será analisada com base no comportamento da força de corte RMS e da energia específica de corte. Tendo sido a velocidade de corte o fator de controle menos influente na usinabilidade, a integridade superficial será estudada apenas nos níveis limítrofes (20 e 50 m/min), com a ressalva, baseada nos modelos matemáticos apresentados nas Eqs. 1 e 2, em extrapolar a máxima velocidade de corte para a condição HSC (*high-Speed Cutting*), isto é, de 50 m/min para 70 m/min, visando minimizar a força de corte e a energia específica de corte.

Assim, será possível avaliar o roscamento também na condição HSC, considerando todas as profundidades de usinagem, já que esta variável foi a mais influente nos índices de usinabilidade. Dessa forma, poder-se-á também inferir sobre a integridade superficial da rosca ao empregar usinagem em alta velocidade de corte nas condições assim assumidas de acabamento ($a_p = 25 \mu\text{m}$), semiacabamento ($a_p = 50 \mu\text{m}$) e desbaste ($a_p = 100 \mu\text{m}$).

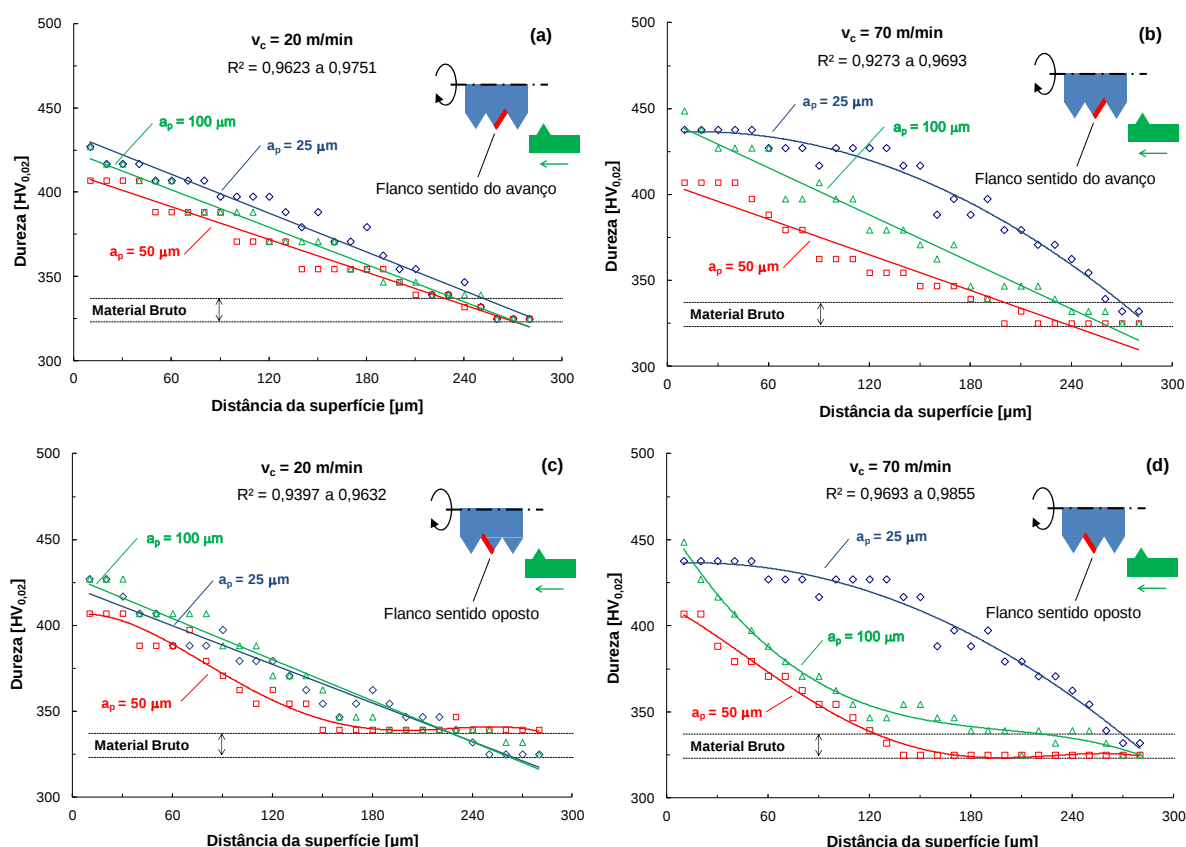
4.2.1 Microdureza

Os perfis de microdureza subsuperficial nos flancos da rosca são mostrados na Figura 21. É possível extrair três resultados distintos dos gráficos: dureza máxima na superfície do implante, profundidade da camada endurecida (encruada) e taxa de incremento da dureza. Cada gráfico isoladamente mostra o efeito da profundidade de usinagem no encruamento da rosca. A análise dos gráficos na mesma linha (Figuras 20 a/b e c/d) apresenta o efeito da velocidade de corte no encruamento e a análise na mesma coluna (Figuras 20 a/c e b/d) permite comparar o encruamento nos flancos esquerdo e direito entre dois filetes consecutivos, isto é, nos flancos do sentido do avanço da ferramenta e do sentido oposto ao do avanço.

Baseando-se nas curvas ajustadas aos pontos experimentais, pode-se observar que as profundidades de usinagem limítrofes (25 e 100 μm) causaram maiores níveis de endurecimento da superfície da rosca do implante, na faixa de 420 a 460 HV, aproximadamente. Estes níveis foram obtidos igualando-se à zero as distâncias das indentações abaixo da superfície nas respectivas equações de ajustes das curvas. Em todas as condições, a profundidade de usinagem intermediária (50 μm) gerou os menores níveis de encruamento da superfície da rosca (406 a 410 HV), alcançando uma redução de 12%,

no máximo (acima da variabilidade das medidas). O comportamento manteve-se por toda a extensão da camada subsuperficial encruada. Este resultado pode estar relacionado às deformações plásticas geradas pela menor profundidade de usinagem (efeito *ploughing* decorrendo da maior energia específica de corte) e tensões residuais devidas à maior profundidade de usinagem (maior força de corte).

Figura 21 - Gradiente de microdureza subsuperficial em função da velocidade de corte e profundidade de usinagem medido nos flancos da rosca no sentido do avanço da ferramenta e oposto (Variabilidade: 0,3 a 1,8%. Variabilidade média: 1,2%).



Fonte: Elaboração do autor

Derivando-se as equações de ajuste dos pontos, sejam elas lineares ou não lineares, é possível determinar a taxa de incremento da dureza da rosca. De forma visual ou qualitativa, esta análise pode ser através das inclinações das curvas em cada distância da indentação nas medições de microdureza (quanto menor a inclinação, menor a taxa de endurecimento). Nota-se que a profundidade de usinagem intermediária gerou menores taxas de aumento de dureza praticamente em toda a extensão encruada. Única exceção ocorreu nas condições de $v_c = 70$ m/min e $a_p = 25$ μm , até a extensão de, aproximadamente, 150 μm . Nestes casos, provavelmente a maior taxa de cisalhamento (ou deformação)

durante a formação do cavaco no roscamento não só governou o comportamento da taxa, mas também o nível endurecimento subsuperficial dos filetes, em toda a extensão encruada.

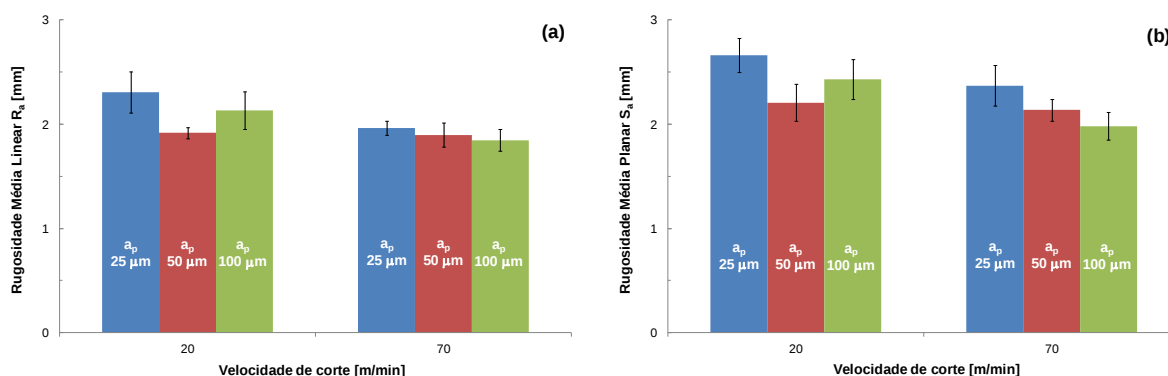
Quanto à profundidade da camada encruada, verifica-se que a profundidade de usinagem de 50 μm (intermediária), além de favorecer o nível e a taxa de endurecimento dos filetes, diminuiu a extensão da camada endurecida. A redução somente não foi significativa nos flancos do sentido do avanço e $v_c = 20$ m/min, mas nas demais condições, a diminuição alcançou até, no máximo, 56% (120 contra 270 μm , Figura 21(d)).

Por fim, pode-se também concluir que as condições de roscamento influíram de forma similar o nível, a taxa e a extensão da camada endurecida para os flancos do sentido do avanço da ferramenta e sentido oposto. Este resultado pode ser explicado em função da estratégia de usinagem empregada, isto é, avanço radial da ferramenta de perfil completo no implante antes da execução de cada passe da rosca, com sua respectiva profundidade de usinagem. Em outras palavras, a não execução de acabamentos laterais dos filetes causa áreas de seção de corte iguais nas arestas de corte principal e secundária da ferramenta, influenciando o comportamento da dureza na rosca de forma similar. Esta análise pode ser mais bem entendida com base na Figura 14 já supracitada.

4.2.2 Rugosidade

Valores de rugosidade média linear (R_a) e superficial (S_a) são apresentados na Figura 22(a) e (b), respectivamente. Eles são inicialmente abordados neste trabalho por serem recomendados como parâmetro de rugosidade na área de implantes dentários (ALBREKTSSON e WENNERBERG, 2004b; SUZUKI et al., 1997; GEISGERSTORFER et al., 2004).

Figura 22 - Variação da rugosidade média (a) linear e (b) planar dos flancos da rosca com a profundidade de usinagem e velocidade de corte (Variabilidade: 2,8 a 8,6%. Variabilidade média: 6,4%).



Fonte: Elaboração do autor

Em geral, verifica-se que a rugosidade média alcançou patamares na faixa de 1,8 a 2,6 μm , e que o parâmetro R_a foi menor que S_a , porém apresentando as mesmas tendências de comportamento. Isto ocorreu devido ao fato de que a rugosidade superficial abrange uma maior área de análise ou, em outras palavras, a rugosidade linear é uma amostra unidimensional da rugosidade planar. Também significa que a rugosidade em toda a superfície dos flancos, desde a entrada até a saída da ferramenta, não contém discrepâncias. A literatura científica sugere níveis de rugosidade para roscas de implantes dentários de titânio na faixa de 0,5 a 1 μm , mas diversos pesquisadores têm obtido níveis de 2 μm ou superiores (Elias et al., 2008).

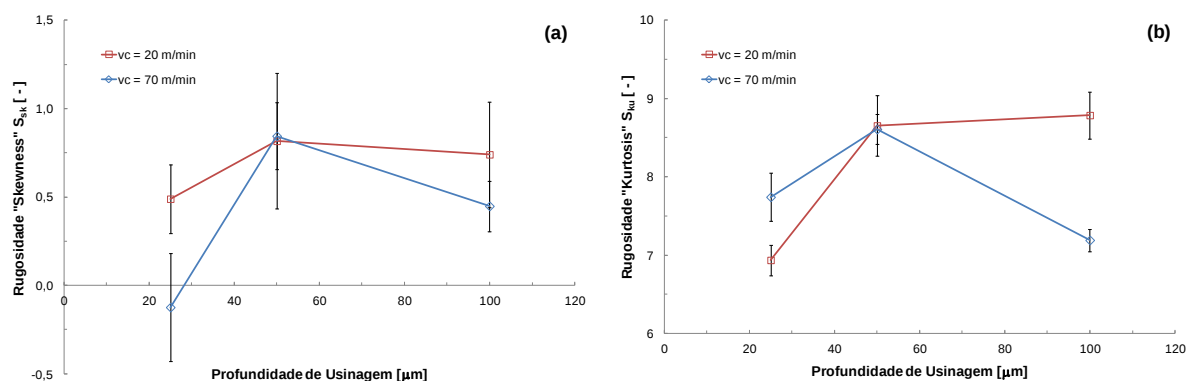
Observa-se também que o aumento da velocidade de corte tende a diminuir a rugosidade dos flancos, porém a profundidade de usinagem não causa efeito na rugosidade, exceto ao comparar $a_p = 25$ e 50 μm sob $v_c = 20$ m/min. Neste caso, o balanço entre energia específica e força de corte pode ser a razão de tal comportamento, tal como já apresentado em mais detalhes no item 4.2.1.

Apesar de a área de implantodontia apontar a rugosidade média aritmética como parâmetro, este trabalho proporá a análise de outros parâmetros de rugosidade, dada o aspecto funcional da superfície da rosca.

Os parâmetros R_a e S_a medem a rugosidade média da peça, mas não são sensíveis a picos e vales. Dessa forma, superfícies com os mesmos valores de rugosidade média podem conter perfis pontuais de rugosidade totalmente diferentes. Assim, para obter-se mais informações da textura superficial, recomenda-se empregar ou associar outros parâmetros perfilométricos. Com base no exposto, a Figura 23 apresenta as rugosidades “Skewness” (S_{sk}) e “Kurtosis” (S_{ku}).

Figura 23 - Variação das rugosidades estatísticas (a) “Skewness” e (b) “Kurtosis” dos flancos da rosca com a profundidade de usinagem e velocidade de corte (Variabilidade média (S_{sk}): 36,2%.

Variabilidade média (S_{ku}): 16,4%).



Fonte: Elaboração do autor

O parâmetro S_{sk} mede a assimetria do perfil de rugosidade sobre um plano médio. Valores negativos indicam predominância de vales e valores positivos, prevalência de picos. Em outras palavras, $S_{sk} < 0$ indica concentração de material da peça próximo à superfície (superfície tipo platô) e $S_{sk} > 0$ indica que a concentração de material da peça não é próxima à superfície (superfície com picos altos). Nota-se na Figura 23(a) que todas as condições de usinagem empregadas geraram $S_{sk} > 0$, excetuando-se a condição em HSC ($v_c = 70$ m/min) com menor profundidade de usinagem ($a_p = 25$ μ m). Apesar da variabilidade relativamente elevada (36,2%), conclui-se que as demais condições de usinagem favoreçam a osseointegração do implante, por conter mais picos que vales para ancoragem do tecido ósseo. “Skewness” maiores que $\pm 1,5$ indicam que a rugosidade média não é suficiente para caracterizar a superfície. Mesmo considerando a dispersão dos valores de S_{sk} , este trabalho não encontrou $S_{sk} > \pm 1,5$ (Figura 23(a)), validando os resultados de R_a e S_a utilizados.

O parâmetro S_{ku} descreve a agudez de picos e vales. Se $S_{ku} > 3$, a superfície possui picos mais agudos. Se $S_{ku} < 3$, a superfície contém picos irregulares e mais achatados. Pode-se constatar na Figura 23(b) que todas as condições de usinagem geraram “Kurtosis” maiores que 3, que também sinalizam benéficamente para a ancoragem do tecido ósseo nas microirregularidades da rosca do implante.

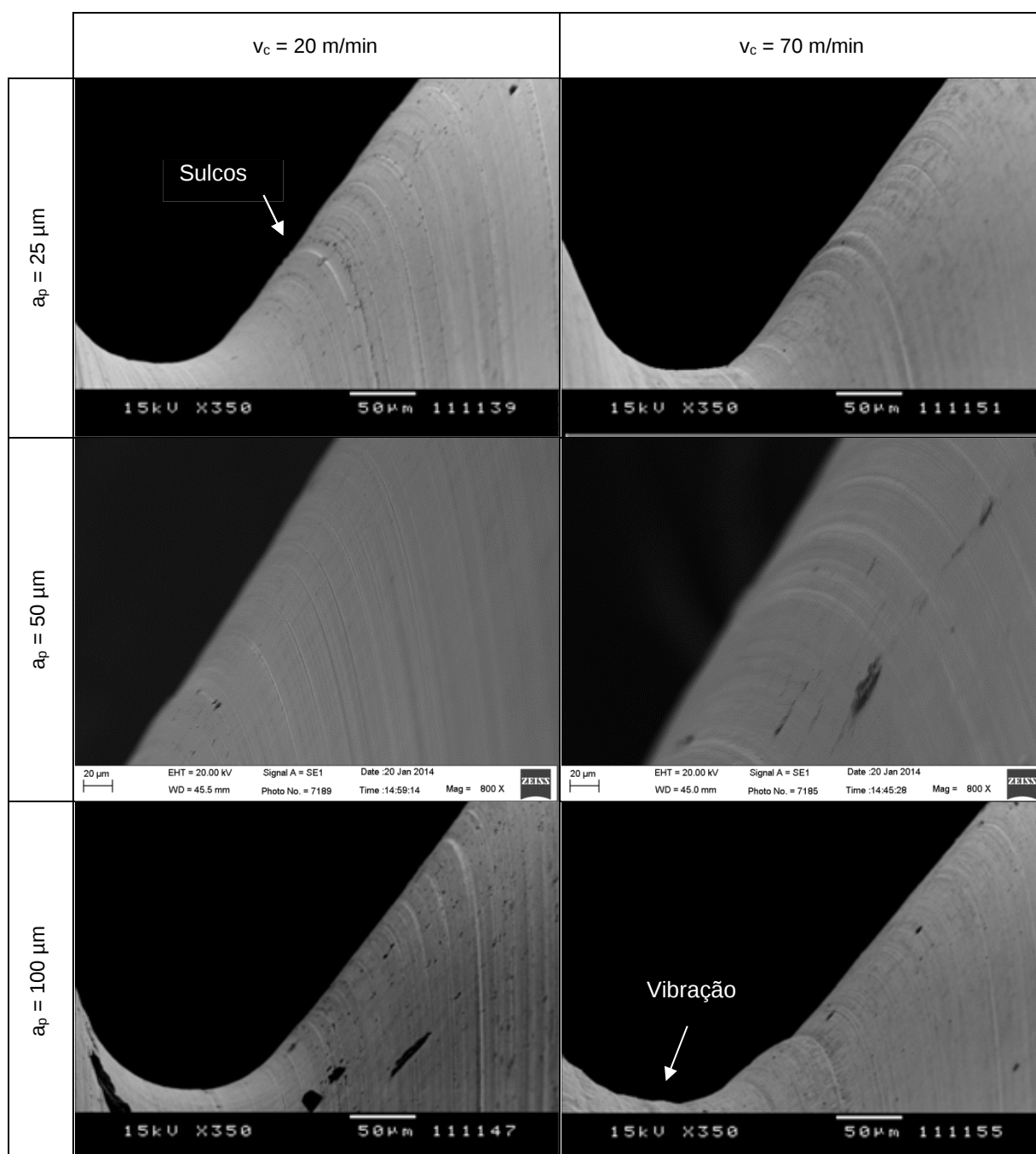
Apesar da variabilidade dos resultados de rugosidade estatística, torna-se interessante observar na Figura 23 que a profundidade de usinagem de 50 μ m, independentemente da velocidade de corte empregada, gerou os mesmos valores médios de “Skewness” e “Kurtosis”. Isso demonstra, novamente, que a profundidade de usinagem intermediária seja mais indicada no roscamento de implantes de titânio, quanto ao requisito rugosidade ou textura superficial.

Cabe esclarecer que a variabilidade das medidas de “Skewness” e “Kurtosis”, mesmo se for elevada, em nada influi na análise dos resultados, desde que os valores limítrofes de variabilidade não ultrapassem (para mais ou para menos) as fronteiras de avaliação do comportamento da textura superficial, ou seja, zero para “Skewness” e três para “Kurtosis”. De outra forma, se cada ponto médio, associado ao seu intervalo de variação, encontrar-se acima ou abaixo de zero ou três, independentemente de sua magnitude, a conclusão sobre o comportamento da textura superficial será a mesma.

Por fim, uma forma de verificar a eficiência das texturas superficiais geradas neste trabalho quanto à osseointegração seria a implantação das roscas em fêmures de animais de laboratório (ratos ou coelhos), para posterior teste de torque de remoção dos implantes (após normalmente 12 semanas), que mede mecanicamente a osseointegração, além de análises microscópicas do implante no leito ósseo ainda não removido. Estes testes cirúrgicos fogem ao escopo desta pesquisa, que tem caráter proeminentemente de usinagem.

A caracterização qualitativa dos flancos dos filetes da rosca foi realizada com base nas imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV) (Figura 24).

Figura 24 - Imagens de microscopia eletrônica de varredura dos flancos da rosca dos implantes dentários em função da velocidade de corte e profundidade de usinagem.

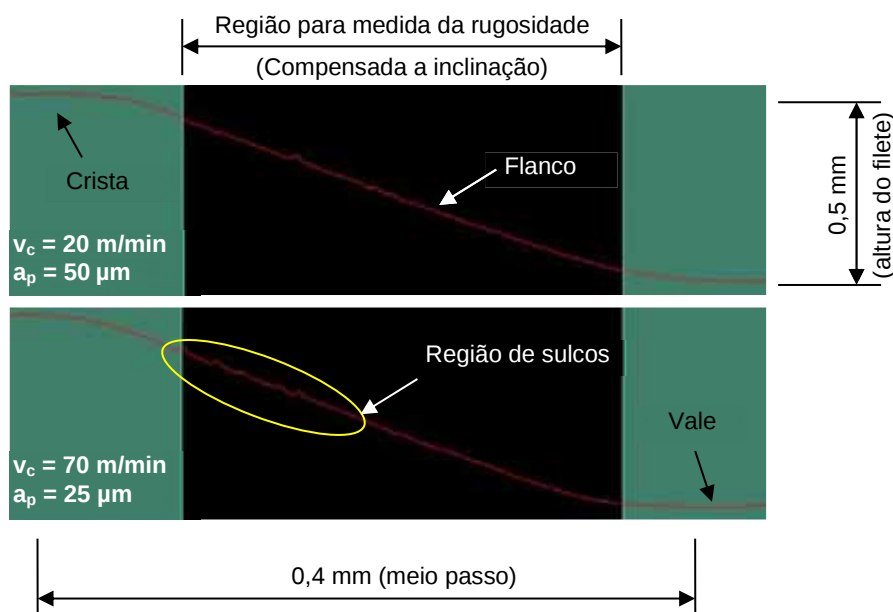


Fonte: Elaboração do autor

Visualmente, é possível constatar que a menor velocidade de corte gerou maior ocorrência de sulcos circunferenciais nos flancos da rosca, ao passo que no roscamento HSC, esta textura foi minimizada. Este resultado concorda com a rugosidade média R_a e S_a ,

apresentadas na Figura 22, onde a rugosidade foi maior para $v_c = 20$ m/min. Embora a rugosidade média tenda a ser menor para o roscamento HSC (Figura 22), o parâmetro “Skewnss” para $a_p = 25$ μm ($S_{sk} < 0$, Figura 23(a)) mostra que o flanco usinado pode conter predominância de vales e isso pode ser deletério à osseointegração, devido à ausência de picos para ancoragem do tecido ósseo. A Figura 25 apresenta dois perfis de rugosidade, visando confrontar qualitativamente tal afirmação quantitativa.

Figura 25 - Imagens de microscopia confocal comparando perfis de rugosidade dos flancos da rosca.



Fonte: Elaboração do autor

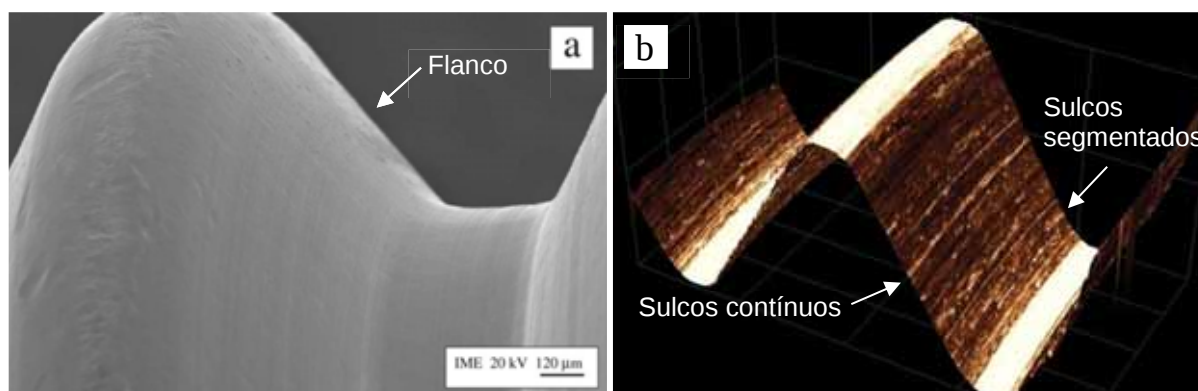
Outro aspecto importante a observar na Figura 24 é que a frequência dos sulcos é menor quanto maior a profundidade de usinagem utilizada. Isto ocorre, pois a ferramenta de corte penetra na peça um número maior de vezes para a menor profundidade de usinagem (20 vezes para $a_p = 25$ μm , 10 vezes para $a_p = 50$ μm e 5 vezes para $a_p = 100$ μm). Dessa forma, a textura final dos flancos roscados deverá ser composta pelas sucessivas profundidades de usinagem, somadas (no passe final) à rugosidade da própria aresta de corte da ferramenta (rugosidade geométrica e cinemática) e à dinâmica do corte, tais como vibração, formação do cavaco, rigidez peça-ferramenta etc (rugosidade de processo). Para confirmar tal hipótese, medições via microscopia confocal da rugosidade média da aresta de corte das ferramentas resultaram em $R_a = 1,117 \pm 0,096$ μm . Comparando este valor com os da Figura 22, nota-se que as rugosidades médias finais dos flancos ficaram entre 1,8 a 2,7 vezes maiores.

A Figura 26 permite comparar a textura dos flancos roscados neste trabalho com os da literatura científica e observar mais detalhes dos sulcos circunferenciais. Elias et al.

(2008) usinaram implantes de titânio comercialmente puro (ASTM F67), para aplicações em implantes cirúrgicos, e obtiveram $R_a = 0,65 \pm 0,11 \mu\text{m}$. Nota-se a ausência de sulcos circunferenciais significativos (Figura 26(a)). A avaliação da osseointegração realizada pelos autores via torque de remoção, dá conta de que a rosca usinada apresentou comportamento idêntico às roscas atacadas por ácido, jateadas e anodizadas, que visaram, em tese, melhorar a adesão do implante à estrutura óssea. A priori, isso significa que não há necessidade de se realizar pós-processamento da rosca usinada para melhorar a osseointegração.

A confirmação da ocorrência de sulcos circunferenciais gerados por este trabalho pode ser feita analisando-se a Figura 26(b). Nela, uma imagem do flanco da rosca obtida por microscopia confocal demonstra que os sulcos podem ser contínuos ou segmentados, estes últimos não perceptíveis por microscopia eletrônica de varredura.

Figura 26 - Imagens de (a) microscopia eletrônica de varredura (Elias et al., 2008) e (b) microscopia confocal dos filetes de rosca dos implantes dentários ($v_c = 20 \text{ m/min}$, $a_p = 25 \mu\text{m}$).



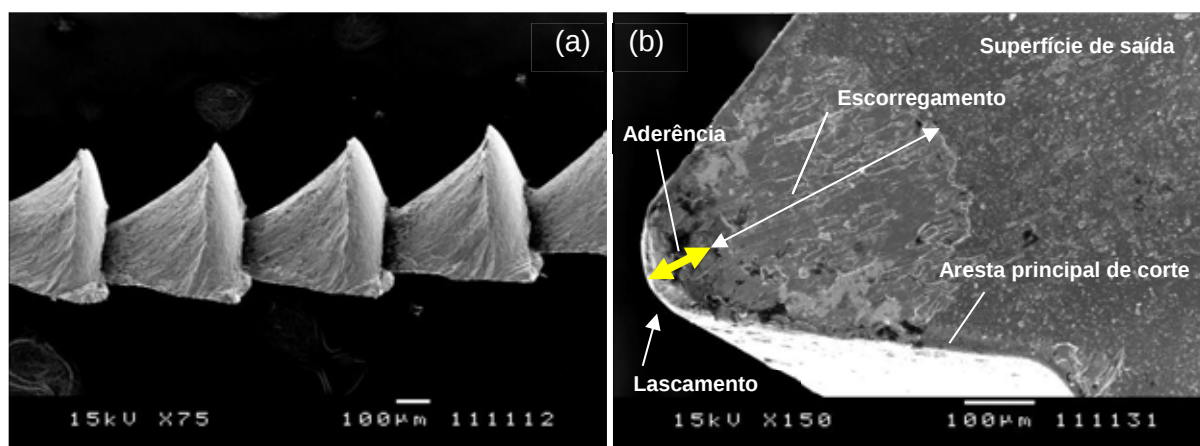
Fonte: Elaboração do autor

Por fim, embora os vales das roscas de implantes dentários não sejam considerados essenciais ao processo de osseointegração, observa-se na Figura 24 que os vales podem sofrer um processo de vibração, em função do confinamento do raio de ponta da ferramenta no material da peça, dependendo das condições de usinagem empregadas. Particularmente, os vales das roscas usinadas na condição assumida de desbaste HSC ($v_c = 70 \text{ m/min}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$) apresentaram níveis elevados de marcas de vibração, causados pela segmentação do cavaco e/ou pelo lascamento da ponta da ferramenta de corte, Figuras 27(a) e (b), respectivamente. Neto, Diniz e Suyama (2013) declaram que as altas temperaturas, baixa condutividade térmica, alta reatividade e baixo módulo de elasticidade contribuem com a vibração na usinagem de titânio.

Neste caso, a vibração eventualmente pode não comprometer o processo de osseointegração, mas se uma população de vales profundos agudos for criado devido à

vibração excessiva no contato peça-ferramenta, o implante pode mecanicamente ser comprometido do ponto de vista estrutural, devido à amplificação de tensões nestas regiões decorrentes de carregamentos de compressão e flexão, característicos de processo mastigatório real.

Figura 27 - (a) Processo de formação de cavaco no roscamento do titânio e (b) estado da ferramenta de corte ($v_c = 70$ m/min, $a_p = 100$ μ m).



Fonte: Elaboração do autor

5. CONCLUSÕES

Os parâmetros velocidade de corte e profundidade de usinagem afetam significativamente a usinabilidade e a integridade superficial da rosca na usinagem de implantes dentários de titânio para aplicações cirúrgicas (ASTM F67).

A força de corte é diretamente proporcional à profundidade de usinagem e inversamente proporcional à velocidade de corte. A energia específica de corte é inversamente proporcional à profundidade de usinagem e à velocidade de corte. Nos dois casos, a profundidade de usinagem é o fator mais influente.

Profundidades de usinagem muito reduzidas ou elevadas prejudicam a dureza e o acabamento dos flancos da rosca. A primeira por elevar a energia específica e a segunda por aumentar a força de corte. Implantes usinados com profundidade de usinagem de 50 μm (intermediária) encruaram menos os flancos da rosca, tanto no nível próximo à superfície, como na extensão da camada subsuperficial e na taxa de encruamento. Além do menor encruamento, a rugosidade média também foi favorecida.

Velocidades de corte menores tendem a aumentar a força e a energia específica de corte, prejudicando o acabamento da rosca, mas não influem em sua dureza. Velocidades de corte maiores causam efeito contrário. É possível usinar a rosca de implantes na condição HSC, desde que a ferramenta da corte não se desgaste. Para tanto, sugere-se empregar velocidades de corte menores que 70 m/min, associadas a profundidades de usinagem não maiores do que 100 μm .

Parâmetros de rugosidade estatística, como “Skewness” e “Kurtosis” sinalizam ser mais indicados para caracterizar a textura superficial dos flancos da rosca, já que a rugosidade média é insensível à variação de picos/vales e são estas microestruturas que governam a ancoragem do tecido ósseo.

Mesmo no roscamento do titânio, cavacos com baixo nível de segmentação (mesmo analisados via MEV) são obtidos a baixas velocidades de corte e sua forma acompanha o perfil métrico da ferramenta de corte. Para maiores velocidades de corte, o cavaco torna-se altamente segmentado e contribui com a redução da força e energia específica de corte, porém compromete a textura superficial dos vales da rosca, devido à vibração durante a usinagem.

A ferramenta de corte apresenta duas regiões distintas no contato cavaco-ferramenta. Na primeira, de menor extensão, ocorre aderência de titânio no revestimento da ferramenta. Na segunda região, de maior extensão, deslizamento do cavaco é o mecanismo preponderante.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Testar a osseointegração dos implantes dentários usinados recorrendo-se ao método do torque de remoção, aplicado em fêmures de animais de laboratório;
- Comparar a osseointegração de implantes usinados e texturizados mecanicamente, recorrendo-se à retificação controlada dos flancos da rosca;
- Propor, avaliar e testar outros parâmetros de rugosidade que melhor caracterizem a textura superficial dos flancos da rosca visando à osseointegração;
- Utilizar de ferramentas de alto desempenho, como o CBN e PCD, e avaliar a integridade e usinabilidade de implantes;
- Analisar a integridade superficial e usinabilidade de implantes empregando-se fluido de corte a alta pressão;
- Avaliar o desempenho de ferramentas e condições de usinagem, correlacionando forças de corte e qualidade superficial do implante.

REFERÊNCIAS

ALBREKTSSON, T.; WENNERBERG, A. Oral implant surfaces: Part 1 — Review focusing on topographic and chemical properties of different surfaces and in vivo responses to them. **International Journal of Prosthodontics**. Hanover Park, v. 17, n. 5, p. 544-564, set. 2004.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM F67-13** : Standard Specification for Unalloyed Titanium, for Surgical Implant Applications. West Conshohocken, 2013. 6 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM F136-13** Standard Specification for Wrought Titanium-6Aluminum-4Vanadium ELI (Extra Low Interstitial) Alloy for Surgical Implant Applications West Conshohocken, 2013. 5 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM F138-13a**: Standard Specification for Wrought 18Chromium-14Nickel-2.5Molybdenum Stainless Steel Bar and Wire for Surgical Implants. West Conshohocken, 2013. 5 p.

BECKER, M.; SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Integridade superficial em usinagem. In: Vários Autores - Tecnologias Avançadas de Manufatura. **Cubo Multimídia**, Jaboticabal, Ed.1, p. 105-123, 2005.

BRÄNEMARK, P. I.; HANSSIN, B. O.; ADELL, R., et al., Osseointegrated implants in the treatment of edentulous jaw: experience from a 10-year period. **Scand. J. Plast. Reconstr. Surg.**, Stockholm, v. 16, n. 1, p. 132, 1977.

BRÄNEMARK, P.-I.; ZARB, G. A.; ALBREKTSSON, T. Tissue integrated prostheses. In: **Osseointegration in clinical dentistry**. Chicago : Quintessence Publ. Co. Inc. 1985

CAMARGO, R. **Verificação da usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos através do processo de furação**. 2008. 118 f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2008.

CARLSSON L, ROSTLUND T, ALBREKTSSON B, ALBREKTSSON T. Removal torques for polished and rough titanium implants. **International Journal of Oral & Maxillofacial Implants**. Arlington Heights, v.3, n. 1, p. 21-24, fev. 1988.

CHEVRIER, A. et al. Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 43, n. 11, p. 1135-1142, set. 2003.

COLAFEMINA, J. P. **Estudo da microusinabilidade do Ti (CP) e da liga Ti-6Al-4V no torneamento com ferramenta de diamante**. 2005. 150 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

DAVIM, J. P. **Surface integrity in machining**. London: Springer-Verlag, 2010. 222 p.

DEGARMO, E. P.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. Fundamentals of chip type machining processes. In: Materials and processes in manufacturing. **Prentice-Hall**, ed. 8, p. 589-617, 1997.

DEMIRCIOGLU, P. Estimation of surface topography for dental implants using advanced metrological technology and digital image processing techniques. **Measurement**, Philadelphia, v. 48, p. 43-53, fev. 2014.

- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: ArtLiber, 2000. 248 p.
- ELIAS, C.N.; OSHIDA, Y; LIMA, J.H.C.; MULLER, C.A. Relationship between surface properties (roughness, wettability and morphology) of titanium and dental implant removal torque. **Journal of the mechanical behavior of biomedical materials I**, Philadelphia, v. 1, n. 3, p.234-242, jul. 2008.
- FARIAS,A.; DELIJAICOV, S., BATALHA, G. Avanços na usinagem de titânio. In: 6º CONGRESSO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 12, 2011, Caxias do Sul. **Anais...**Caxias do Sul: ABCM, 2011.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Ed. Edgard Blücher, 1977. 751 p.
- FIELD, M.; KAHLES, J. F.; KOSTER, W. P. Surface finish and surface integrity. In: Metals handbook: machining. **ASM**, Ohio, v. 16, n. 9 p. 19-36, 1989.
- GALDINO, R. S.; BUZONE, D. M.; RIBEIRO, M. V. Avaliação dos cavacos obtidos da usinagem do Ti-6Al-4V. In: 6º CONGRESSO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 10, 2011, Caxias do Sul. **Anais...**Caxias do Sul: ABCM, 2011.
- GARCIA, J.D.O. **Parafusos de pilar utilizados em implantes dentários**. 2006, 122 f. Dissertação (Mestrado), Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006..
- GEIS-GERSTORFER, J., LINDMANN, W., SCHEIDER, L. In vitro screening of microstructured titanium implant surfaces. In: Apresented at the 10th Int Friadent Symposium,Mannheim, Germany, 2003.
- GEMELLI, E., SCARIOT, A., CAMARGO, N. H. A. Thermal Characterization of Commercially Pure Titanium for Dental Applications. **Materials Research**, São Carlos, v. 10, n. 3, p. 241-246, set. 2007.
- ISCAR®. Catálogo: Torneamento & Roscamento – Versão Métrica. São Paulo: Iscar®, 2012. 465 p.
- ISHIDAA, T.; TERAMOTOB, K.; NAKAMOTOC, K.; TAKEUCHID, Y. Application of Ultraprecision Microgrooves to Dental Implant and Blood Inspection. *Procedia CIRP - First CIRP Conference on BioManufacturing*, Philadelphia, v. 5, p.147-151, 2013.
- KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing engineering and technology**. Cloth: Prentice-Hall, 2000. 1448 p.
- KOMANDURI, R. Some classifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. **Wear**, v. 76, n. 1, p. 15-34, fev.1982.
- KUO-YUNG HUNG, K. Y. et al. Titanium surface modified by hydroxyapatite coating for dental implants. **Surface and Coatings Technology**, Philadelphia, v. 231,p. 337–345, set. 2013.
- MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. Machining of titanium and its alloys – a review. **Proceeding of the institution of mechanical engineering**, Bath, v. 204, p. 53-60, 1990.
- MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2009. 384 p.

MANERA, R. S.; RODRIGUES, A. R.; MATSUMOTO, H.; GALLEGOS, J. **Avaliação da integridade superficial de implantes dentários de titânio**, In: 5º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 5, 2009, Belo Horizonte-MG, Anais...Belo Horizonte: ABCM: 2009.

VINCENT, M. et al. Biomechanical determinants of the stability of dental implants: Influence of the bone–implant interface properties. **Journal of Biomechanics**, Philadelphia, v. 47, n. 1, p. 2-14, jan. 2014.

MATSUMOTO, Y.; HASHIMOTO, F.; LAHOTI, G. Surface integrity generated by precision hard turning. **CIRP Annalen**, Paris, v. 48, n. 1, p. 59-62, 1999.

HENRIQUE KULL NETO, H. K.; DINIZ, A. E.; SUYAMA, D. I. Milling of titanium alloy: cutting forces and tool lives. In: 22nd International Congress of Mechanical Engineering (COBEM 2013), 7, 2013, Ribeirão Preto. **Anais...Ribeirão Preto: ABCM**, 2013.

DANIAN HENRIQUE OESTREICH, D. H.; MOSQUEN, A.; STOFFEL, D. R.; SOUZA, A. J. Revisão da literatura sobre a usinabilidade do titânio e suas ligas. In: 6º CONGRESSO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 9, 2011, Caxias do Sul. **Anais...Caxias do Sul: ABCM**, 2011.

HULBERT, S.F. The use of alumina and zirconia in surgical implants. In: **L.L. Hench and J. Wilson (eds). An Introduction to Bioceramics**. World Science Publ. Co. Ptc. Ltd. Singapore., p.25-40, 1993.

POLMEAR, L.J. **Light Alloy**. London: Edward Arnold Publisher, 1989. 278 p.

RAHMAN, M.; WONG, Y. S. & ZAREENA, A. R. **Machinability of titanium alloys**. **JSME International Journal**, v. 46, n.1, p. 107-115, 2004.

RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T. Influence of the tool edge geometry on specific cutting energy at high-speed cutting. **Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Rio de Janeiro, v. 29, n. 3, p. 279-283, set. 2007.

SALMON, S. C. **Fundamentals of grinding**. In: Modern grinding process technology. EUA: McGraw-Hill, ed. 1, p. 89-101, 1992.

SANDVIK COROMANT. **Manual técnico de Usinagem**. São Paulo: Sandvik Coromant, 2009. 201 p.

SHAW, M.C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford Science Publications, 1997. 594 p.

SILVA, L. R. **Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte**. 2002, 211 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos-SP, 2002.

SUZUKI, K., AOKI, K., OHYA, K. Effects of surface roughness of titanium implants on bone remodeling. **Bone**, v. 21, n. 6, p. 507-514, 1997.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Londres: Butterworths, 2000. 464 p.

WANG, S.H., 2000, “**Investigation into the grinding of titanium alloys**. 2000, 252 f. PhD Thesis, School of Industrial and Manufacturing Science, Cranfield Institute of Technology, London, 2000.

WONG, M., EULENBERGER, J. Effect of surface topology on the osseointegration of implant materials in trabecular bone. Journal Biomedical Materials Research, v.29, n. 12, p. 1567-1575, dez. 1995.

ZEILMANN, R.P. **Furação da liga de titânio Ti6Al4V com mínimas quantidades de fluido de corte**, 2003, 210 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003.