

unesp  **UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

CLEVERSON PINHEIRO

**AVALIAÇÃO DA USINAGEM DO INCONEL 718 VIA METODOLOGIA
DE TAGUCHI**

Guaratinguetá
2018

CLEVERSON PINHEIRO

**AVALIAÇÃO DA USINAGEM DO INCONEL 718 VIA METODOLOGIA
DE TAGUCHI**

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia do
Campus de Guaratinguetá, Universidade
Estadual Paulista, para a obtenção do título de
Doutor em Engenharia Mecânica na área de
Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro
Co-orientador: Prof. Dr. Manoel Cléber de Sampaio Alves

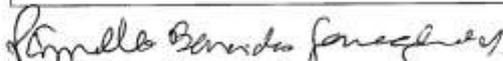
Guaratinguetá
2018

P654a Pinheiro, Cleverson
Avaliação da usinagem do inconel 718 via metodologia de Taguchi /
Cleverson Pinheiro – Guaratinguetá, 2018
202 f. : il.
Bibliografia: f. 193-202

Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de
Engenharia de Guaratinguetá, 2018.
Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro
Coorientador: Prof. Dr. Manoel Cléber de Sampaio Alves

1. Usinagem. 2. Ferramentas de corte. 3. Taguchi, Métodos (Controle
de qualidade). 4. Cerâmica (Tecnologia) I. Título

CDU 621.9(043)


Pâmella Benevides Gonçalves
Bibliotecária/CRB-8 9203

CLEVERSON PINHEIRO

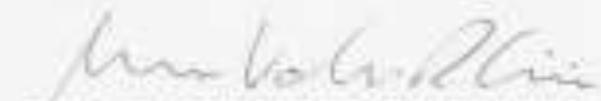
ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
"DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA"

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO


Prof. Dr. Ana Paula Roselli Alves Claro
Coordenadora

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. MARCOS VALÉRIO RIBEIRO
Orientador / UNESP/TEG


Prof. Dr. JOSÉ VITOR CÂNDIDO DE SOUZA
UNESP/TEG


Prof. Dr. SÉRGIO FRANCISCO DOS SANTOS
UNESP/TEG


Prof. Dr. AMAURI HASSUI
UNICAMP


Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES
USP/SDS, Carlos

Julho 2018

DADOS CURRICULARES

CLEVERSON PINHEIRO

NASCIMENTO	19.06.1983 – ITARARÉ / SP
FILIAÇÃO	Vicente Pinheiro Ivonete Marques Pinheiro
2004/2008	Curso de Graduação em Engenharia Industrial Madeireira – Universidade Estadual Paulista.
2012/2014	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado, na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.
2014/2018	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Doutorado, na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

De modo especial, à minha esposa Simone Simões
Amaral, que é minha inspiração e grande incentivadora.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, fonte de amor, vida e dons. Agradeço pela minha vida, minha inteligência, minha família e meus amigos.

Ao meu orientador e amigo, *Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro* que acreditou no meu trabalho e aceitou me orientar.

Ao meu coorientador e amigo, *Prof. Dr. Manoel Cléber de Sampaio Alves* que sempre me orientou e incentivou para que eu pudesse fazer o melhor trabalho.

À empresa Seco Tools, pelo apoio à pesquisa e fornecimento das ferramentas de estudo.

À empresa Villares Metals S.A, pelo fornecimento do material utilizado nos testes.

À CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pelo suporte financeiro.

Ao professor *Dr. José Vitor Candido de Souza* – FEG/UNESP– Departamento de Materiais e Tecnologia, pela parceria e todo compartilhamento de conhecimento.

Ao professor *Dr. Luis Rogerio de Oliveira Hein* – FEG/UNESP – Departamento de Materiais e Tecnologia, pelo apoio na preparação das amostras para os ensaios de microdureza e obtenção de imagens das ferramentas no MEV.

Ao amigo *Renann Pereira Gama*, pela disponibilidade e apoio nos procedimentos de corte, embutimento, lixamento, ataque químico e análise da microestrutura em microscópio da amostra de Inconel 718.

Ao amigo *Maurício de Oliveira Filho*, pela disponibilidade e apoio no corte em eletroerosão e preparo da amostra para os ensaios de microdureza.

Ao amigo *Reginaldo Toshihiro Konatu*, pela disponibilidade e apoio na preparação da amostra, utilizando corte em disco diamantado, para os ensaios de microdureza.

Ao amigo *Marcel Yuzo Kondo* pela parceria e todo o apoio com os programas em *LabView* e *Matlab* e apoio nos ensaios de usinagem e outros procedimentos de laboratório.

Ao técnico *José Manoel Bernardes* – FEG/UNESP – Departamento de Materiais e Tecnologia, pelo apoio nos procedimentos de ensaio em usinagem e programação do centro de torneamento.

Aos colegas, professores e técnicos do *Campus* da UNESP de Guaratinguetá, que contribuíram para o bom andamento e conclusão deste estudo.

Aos professores titulares e suplentes nas bancas de qualificação e defesa da tese: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro (orientador) – FEG/Departamento de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. Manoel Cléber de Sampaio Alves (co-orientador) – FEG/Departamento

de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. José Vitor Candido de Souza – FEG/ Departamento de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. Marcelo dos Santos Pereira – FEG/ Departamento de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. Marcelino Pereira do Nascimento – FEG/ Departamento de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. Sérgio Francisco dos Santos – FEG/ Departamento de Materiais e Tecnologia; Prof. Dr. Amauri Hassui – UNICAMP/ Departamento de Engenharia Mecânica; Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues – USP/ Departamento de Engenharia Mecânica; Prof. Dr. João Roberto Ferreira – UNIFEI/ Instituto de Engenharia de Produção e Gestão; Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva – UFU/ Departamento de Engenharia Mecânica.

A todas as pessoas, que direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho, meu sincero agradecimento.

"Comece fazendo o que é necessário, depois o que é possível e, de repente, você estará fazendo o impossível."

São Francisco de Assis

Este trabalho contou com apoio das seguintes entidades:

CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior.

SECO TOOLS – com a doação da inserto utilizada neste trabalho.

VILLARES METALS – com a doação do INCONEL 718.

PINHEIRO, C. **Avaliação da usinagem do inconel 718 via metodologia de Taguchi**. 204 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, UNESP – Univ. Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2018.

RESUMO

Apesar de ser amplamente utilizado em componentes aeroespaciais, o Inconel 718 apresenta algumas características que dificultam a sua usinagem: dureza elevada, resistência em altas temperaturas, forte afinidade para reagir com materiais de ferramentas e baixa condutividade térmica. Além do mais, esta liga possui tendência para a formação da aresta postiça de corte, endurecimento por deformação, assim como efeito abrasivo de carbonetos e fases intermetálicas, que resultam em tensões mecânicas e térmicas elevadas na aresta de corte. A qualidade de acabamento exigido pela indústria, para este material, é de $1,6 \mu\text{m}$ de rugosidade média (R_a) e $6 \mu\text{m}$ de rugosidade total (R_t). Sabendo da importância do Inconel 718, assim como da necessidade de conciliar os desafios de usinagem com a qualidade exigida, o objetivo deste trabalho foi encontrar a condição experimental que resulte em melhores resultados de usinagem. Para encontrar a condição ótima, a liga foi usinada utilizando duas ferramentas: experimental de cerâmica – $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$ (perfil S) e comercial de metal duro revestido (perfil C). Com a metodologia de Taguchi foram planejadas duas matrizes experimentais. Para a ferramenta cerâmica, a usinagem ocorreu a seco e nas seguintes condições: avanços de $0,10\text{--}0,20\text{--}0,30 \text{ mm/rev}$; velocidades de corte de $300\text{--}400\text{--}500 \text{ m/min}$; profundidades de usinagem de $0,20\text{--}0,35\text{--}0,50 \text{ mm}$. A ferramenta de metal duro revestido foi utilizada em profundidade fixa de $0,5 \text{ mm}$, nas seguintes condições experimentais: avanços de $0,10\text{--}0,15\text{--}0,20\text{--}0,25 \text{ mm/rev}$; velocidades de corte de $55\text{--}70\text{--}85\text{--}100 \text{ m/min}$; dois tipos de ferramentas; dois tipos de lubrificação/refrigeração. A melhor condição experimental, em ambos os planejamentos, foi definida a partir das seguintes variáveis reposita: R_a , R_t , potência consumida, emissão acústica, vibração, desgaste da ferramenta e cavacos gerados. Para a ferramenta cerâmica, a condição que apresentou os melhores resultados foi: avanço de $0,10 \text{ mm/rev}$, velocidade de corte de 400 m/min e profundidade de $0,50 \text{ mm}$. Nesta condição, o comprimento de corte foi de $326,77 \text{ m}$ e os valores de rugosidades, iniciais e finais, foram de: $R_a = 0,798$ e $2,075 \mu\text{m}$ e $R_t = 6,227$ e $13,88 \mu\text{m}$, respectivamente. Para a ferramenta de metal duro revestido, a condição que apresentou os melhores resultados foi: avanço de $0,10 \text{ mm/rev}$, velocidade de corte de 70 m/min , ferramenta CNMG120408–M1– TS2500 e lubrificação/refrigeração com mínima quantidade de fluido. O comprimento de corte, nesta condição, foi de $511,20 \text{ m}$, cujos valores de rugosidades, iniciais e finais, foram de: $R_a = 0,637$ e $0,857 \mu\text{m}$ e $R_t = 3,316$ e $4,687 \mu\text{m}$, respectivamente. A usinagem com a ferramenta de metal duro obteve um comprimento de corte 36% maior que a ferramenta cerâmica, além de manter as rugosidades R_a e R_t dentro dos limites aceitos pelas indústrias aeroespaciais. Entretanto, a utilização da ferramenta cerâmica, usinando com velocidade de corte seis vezes maior que a ferramenta de metal duro, pareceu ser promissora, pois obteve valores semelhantes de: rugosidades R_a e R_t , até um comprimento de corte de 170 m ; desgastes de flancos médios semelhantes, até um comprimento de corte de aproximadamente 250 m ; valores inferiores de potência consumida; valores semelhantes de vibração; gerou cavacos curtos. Possivelmente, o emprego de ferramenta cerâmica redonda, com maior raio de ponta, possa gerar resultados melhores que aquelas de formato quadrado. Além do mais, o emprego desta ferramenta pode ser mais adequado em operações de desbaste com maiores profundidades de usinagem.

Palavras chave: Ferramenta cerâmica, Inconel 718, carboneto de tungstênio revestido.

PINHEIRO, C. **Evaluation of the machining of Inconel 718 via methodology of Taguchi.** 204 f. Thesis (Doctorate in Mechanical Engineering) – Engineering College of *Campus* of Guaratingueta, UNESP – Univ. Estadual Paulista, Guaratingueta, 2018.

ABSTRACT

Despite being widely used in aerospace components, the Inconel 718 presents some characteristics that make difficult its machining: high hardness, resistance at high temperatures, strong affinity to react with tools materials and low thermal conductivity. Moreover, this alloy has a tendency to form the built up edge, hardening by deformation, as well as the abrasive effect of carbides and intermetallic phases, which result in high mechanical and thermal tensions in the cutting edge. The surface finishing quality required by the industry, for this material, is $1.6 \mu\text{m}$ of average roughness (R_a) and $6 \mu\text{m}$ of total roughness (R_t). Knowing the importance of Inconel 718, as well as the need to combine the machining challenges with the required quality, the objective of this work was to find the experimental condition that results in better machining results. To find the optimal condition, the alloy was machined using two tools: experimental ceramic – $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$ (profile S) and commercial coated tungsten carbide (profile C). With Taguchi methodology, two experimental matrices were planned. For the ceramic tool, the machining occurred in the dry and under the following conditions: feed rates of 0.10–0.20–0.30 mm/rev; cutting speeds of 300–400–500 m/min; machining depths of 0.20–0.35–0.50 mm. The coated carbide tool was employed at a fixed machining depth of 0.5 mm, under the following experimental conditions: feed rates of 0.10–0.15–0.20–0.25 mm/rev; cutting speeds of 55–70–85–100 m/min; two types of tools; two types of lubrication/cooling. The best experimental condition, in both experimental designs, was defined from the following variables: R_a , R_t , power consumed, acoustic emission, vibration, tool wear and chips. For the ceramic tool, the condition with the best results was: feed rate of 0.10 mm/rev, cutting speed of 400 m/min and depth of 0.50 mm. In this condition, the cut length was 326.77 m and the initial and final roughness values were: $R_a = 0.798$ and $2.075 \mu\text{m}$ and $R_t = 6.227$ and $13.88 \mu\text{m}$, respectively. For the coated carbide tool, the condition that presented the best results was: feed rate of 0.10 mm/rev, cutting speed of 70 m/min, tool of CNMG120408–M1– TS2500 and lubrication/cooling with minimum amount of fluid. The cut length, in this condition, was 511.20 m, whose initial and final roughness values were: $R_a = 0.637$ and $0.857 \mu\text{m}$ and $R_t = 3.316$ and $4.687 \mu\text{m}$, respectively. The machining with the coated carbide tool obtained a cutting length 36% higher than the cutting length obtained with the ceramic tool, besides maintaining the roughness R_a and R_t within the limits accepted by the aerospace industries. However, the use of the ceramic tool, with a cutting speed six times higher than the coated carbide tool, seemed to be promising, since it obtained similar values of roughness R_a and R_t , for a cut length of 170 m; similar average flank wear, for a cut length of about 250 m; lower values of power consumed; similar values of vibration; short chips generation. It is possible that the use of round ceramic tool, with larger tool radius, can produce better results than those of square format. Moreover, the use of this tool may be more suitable in roughing operations with higher machining depths.

Keywords: Ceramic tool, Inconel 718, coated tungsten carbide.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Classificação das superligas.....	30
Figura 2 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.	37
Figura 3 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte.	38
Figura 4 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte...39	
Figura 5 – Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.	39
Figura 6 – Desgaste de cratera em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.	40
Figura 7 – Desgaste de entalhe.....	41
Figura 8 – Quebra da ferramenta em cerâmica de Al ₂ O ₃ +MgO.....	41
Figura 9 – Avaria por lascamento em ferramenta cerâmica de Al ₂ O ₃ +MgO.	42
Figura 10 – Avaria causada por trincas térmicas.....	43
Figura 11 – Avaria causada por deformação plástica.....	43
Figura 12 – Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas de corte.	44
Figura 13 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura.	44
Figura 14 – Desgaste por aderência, presença de aresta postiça de corte.	45
Figura 15 – Grandezas relativas ao cavaco para arestas de corte retilíneas.	50
Figura 16 – Mecanismo de formação de cavacos.....	51
Figura 17– Tipos de cavacos.	52
Figura 18 – Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais.	53
Figura 19 – Classificação da integridade superficial de peças usinadas.	57
Figura 20 – Algumas formas de medição dos parâmetros de rugosidade.	59
Figura 21 – Forças de usinagem e suas componentes para o processo de torneamento.	66
Figura 22 – Transdutor de corrente com núcleo partido, envolvendo o acabo de alimentação do motor do centro de torneamento.	69
Figura 23 – Exemplo de um gráfico para análises em relação às médias.	76
Figura 24 – (a) Centro de Torneamento CNC (Romi GL240M), (b) Dispositivo para aplicação do MQF, Accu-Lube.....	92
Figura 25 – Detalhes do dispositivo para aplicação do MQF, Accu-Lube, da empresa <i>ITW chemical</i>	93

Figura 26 – Reservatório do equipamento Accu-lube com papel milimetrado formando coluna de medição.....	94
Figura 27 – Posicionamento do bico aspersor de MQF.	94
Figura 28 – Sistema de aquisição de dados: (a) computador utilizado na aquisição de dados (detalhe tela supervisorio do software <i>Labview</i> , (b) Módulo de canais com cabos de ligação com os sensores.	95
Figura 29 – (a) Sensor de vibração (<i>Vibro Control</i> , modelo TV 100), com o cabo de conexão com o módulo de canais, (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas.	96
Figura 30 – (a) Sensor de emissão acústica R15A, (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas.	97
Figura 31 – Amplificador de sinal 1272-1000.....	97
Figura 32 – Transdutor de corrente com núcleo partido, marca LEM AT100 B10, conectado no condutor de energia.	98
Figura 33 – Rugosímetro portátil da marca <i>Mahr</i> modelo (a) <i>MarSurf</i> M300 e (b) <i>MarSurf</i> RD 18.....	99
Figura 34 – Microscópio óptico de medição (<i>Mahr</i> MM200).....	99
Figura 35 – Microscópio modelo <i>Stemi</i> 2000 da marca <i>Zeiss</i>	100
Figura 36 – Microscópio eletrônico de varredura da marca <i>Zeiss</i> , modelo EVO LS15.....	101
Figura 37 – <i>EDS Oxford-Instruments</i> , modelo INCA x-act.....	101
Figura 38 – Detalhes da preparação da amostra para o ensaio de microdureza. a) retirada a amostra triangular b) amostra triangular embutida, c) pano de polimento no prato da politriz e d) politriz semiautomática rotativa <i>Minimet</i> 1000.	102
Figura 39 – a) Microdurômetro <i>Wilson</i> , modelo 401 MVD, b) medição da dureza da amostra.	103
Figura 40 – Microscópio da marca <i>NIKON</i> , modelo <i>EPIPHOT</i> 200.....	104
Figura 41 – Insertos de metal duro recoberto com (TiAl)N+TiN pelo processo de recobrimento PVD.....	104
Figura 42 – Insertos de metal duro recoberto com (TiAl)N+TiN pelo processo de recobrimento PVD.....	105
Figura 43 – Inseto cerâmica de Al ₂ O ₃ +MgO.	105
Figura 44 – Dimensões iniciais do corpo de prova <i>Inconel</i> 718; b) Microestrutura do <i>Inconel</i> 718.....	107
Figura 45 – Corpo de prova fixado na placa de três castanhas do torno (ferramenta de metal duro revestido).....	108

Figura 46 – Corpo de prova preso na placa de três castanhas do torno (ferramenta cerâmica).	109
Figura 47 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_a).	114
Figura 48 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_t).....	115
Figura 49 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias da potência consumida.	116
Figura 50 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de vibração.....	118
Figura 51 – Efeitos dos fatores sobre as médias de emissão acústica.	119
Figura 52 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte.....	120
Figura 53 – Imagem gerada no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm. a), b) e c) repetições, vista lateral direita, observando a aresta secundária de corte; d) vista frontal da ponta da ferramenta (repetição 3).	129
Figura 54 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.....	130
Figura 55 – Imagem gerada no MEV (detector BSD) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.....	130
Figura 56 – Imagem gerada no MEV (detector EDS – Espectroscopia de Energia Dispersiva) detalhando a presença dos elementos (Ti, Cr, Ni e W) na ponta da ferramenta CNMG120408– MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.	131
Figura 57 – Imagem detalhando: a), b) e c) formas do cavaco para as 3 repetições do ensaio; Imagem geradas no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.	132
Figura 58 – Imagem gerada no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm. a) vista lateral direita, observando a aresta secundária de corte, b) vista frontal da ponta da ferramenta (repetição 3).	133
Figura 59 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE – Detector de Elétrons Secundários de Pressão Variável) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.....	133

Figura 60 – Imagem gerada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.	134
Figura 61 – Imagem gerada no MEV (detector EDS) detalhando a presença dos elementos (Ti, Cr, Ni e W) na ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.	134
Figura 62 – Imagem detalhando: a) as formas, b) e c) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.	135
Figura 63 – Imagens detalhando, em diferentes posições, o desgaste final de uma ferramenta de corte, utilizada nos ensaios de vida da ferramenta.....	139
Figura 64 – Sequência demonstrando os cavacos gerados, valores do desgaste (VB_B) da ferramenta e os valores das rugosidades R_a e R_t para cada trecho de 36 mm.....	140
Figura 65 – Análise de regressão entre rugosidade R_a (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.	141
Figura 66 – Análise de regressão entre rugosidade R_t (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.	142
Figura 67 – Gráfico de linha para a visualização do efeito de aumento e redução da rugosidade R_t com o desgaste VB_B	143
Figura 68 – Análise de regressão entre potência consumida (W) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.	144
Figura 69 – Análise de regressão entre a vida da ferramenta (min.) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.	145
Figura 70 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_a).	147
Figura 71 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_t).	148

Figura 72 – Efeitos dos fatores sobre as médias de potência consumida.	149
Figura 73 – Efeitos dos fatores sobre as médias de vibração.	150
Figura 74 – Efeitos dos fatores sobre as médias de emissão acústica.	152
Figura 75 – Efeitos dos fatores sobre as médias de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte.	153
Figura 76 – Imagem gerada no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco. a) Tréplica dos ensaios, vista frontal, b) Réplica 3, maior desgaste medido.	160
Figura 77 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE – Detector de Elétrons Secundários de Pressão Variável) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	161
Figura 78 – Imagem realizada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	162
Figura 79 – Imagem gerada no MEV (detector EDS) detalhando a presença dos elementos (Mg, Al, Ti, Cr e Ni) na ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	163
Figura 80 – Imagem detalhando: a) as formas, b) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	164
Figura 81 – Imagem gerada no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco. a) Tréplica dos ensaios, vista frontal, b) Réplica 1, menor desgaste medido.	165
Figura 82 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	166
Figura 83 – Imagem gerada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	166
Figura 84 – Imagem gerada no MEV (detector EDS – Espectroscopia de Energia Dispersiva) detalhando a presença dos elementos (Mg, Al, Ti, Cr e Ni) na ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	167
Figura 85 – Imagem detalhando: a) as formas, b) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.	168

Figura 86 – Acabamento obtido no ensaio de vida da ferramenta, utilizando a condição $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm.	170
Figura 87 – a) Imagem detalhando o desgaste da ferramenta cerâmica após o ensaio de vida, para a condição: $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco.	172
Figura 88 – Cavacos e valores médios VB_B , R_a e R_t , para as réplicas do ensaio de vida da ferramenta.	174
Figura 89 – Análise de regressão entre rugosidade R_a (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.	176
Figura 90 – Análise de regressão entre rugosidade R_t (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.	177
Figura 91 – Análise de regressão entre potência consumida (W) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.	178
Figura 92 – Análise de regressão entre vida da ferramenta (min.) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.	179
Figura 93 – Dureza abaixo da superfície da peça usinada em função da distância de medição em relação à superfície usinada. Condição de usinagem: ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco	180
Figura 94 – Microestrutura do Inconel 718, após o ensaio de usinagem de vida com ferramenta cerâmica. Condição de usinagem: ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco.	181
Figura 95 – Comparação entre os valores de R_a obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica, em função do comprimento de corte.	183
Figura 96 – Comparação entre os valores de R_t obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.	184
Figura 97 – Comparação entre os valores de vibração obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.	185
Figura 98 – Comparação entre os valores de potência consumida obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.	186
Figura 99 – Comparação entre os valores de desgaste de flanco médio (VB_B) obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.	187

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Composição química nominal da liga Inconel 718 segundo a especificação API (UNS N07718).....	32
Quadro 2 – Causas e ações para minimização de avarias e desgastes da ferramenta.....	47
Quadro 3 – Parâmetros de rugosidade R_a e R_t e suas definições.	58
Quadro 4 – Comprimentos de amostragem de rugosidade para medições de parâmetros R de perfis periódicos.	59
Quadro 5 – Classe S de metal duro.....	61
Quadro 6 – Características das ferramentas revestidas pelo processo PVD.....	63
Quadro 7– Exemplo de matrizes ortogonais internas e externas para o método de Taguchi. ..	75
Quadro 8 – Dados técnicos dos portas ferramentas e insertos utilizados.....	106
Quadro 9 – Matriz ortogonal de Taguchi, L16 ($4^2 \times 2^2$), utilizada no planejamento experimental com ferramentas de metal duro revestido.....	110
Quadro 10 – Matriz ortogonal de Taguchi, L9 (3^3), utilizada no planejamento experimental para os experimentos com ferramenta cerâmica.....	111

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Resultados médios (\bar{X}) e desvios padrões (s) de réplicas para as variáveis resposta: R_a , R_t , Potência consumida, Emissão acústica, Vibração e Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte da ferramenta de metal duro.	113
Tabela 2 – Melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável resposta.	122
Tabela 3– Análise de variância para as médias das respostas para o planejamento experimental com ferramentas de metal duro revestido.	123
Tabela 4 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_a	125
Tabela 5 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_t	126
Tabela 6 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta potência consumida.	126
Tabela 7 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta vibração.	127
Tabela 8 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta emissão acústica (EA).	127
Tabela 9 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta desgaste da ferramenta x 1000/comprimento de corte.	128
Tabela 10 – Ensaio de confirmação para a condição: ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 70$ m/min, lubrificação = MQF e $a_p = 0,5$ mm.	137
Tabela 11 – Resultados médios (\bar{X}) e desvios padrões (s) de réplicas para as variáveis resposta: R_a , R_t , Potência consumida, Emissão acústica e Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte da ferramenta cerâmica.	146
Tabela 12 – Melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável resposta.	155
Tabela 13 – Análise de variância para as médias das respostas para o planejamento experimental com ferramenta cerâmica.	156
Tabela 14 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_a	157
Tabela 15 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_t	158

Tabela 16– Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta potência consumida.	158
Tabela 17 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta vibração.	159
Tabela 18 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta emissão acústica.	159
Tabela 19 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta desgaste da ferramenta/comprimento de corte.	159
Tabela 20 – Resultados dos ensaios de confirmação para a condição: $f=0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm.	169

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	–	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	–	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	–	<i>Analysis Of Variance</i>
API	–	<i>American Petroleum Institute</i>
ASM	–	<i>American Society for Metals</i>
BUE	–	<i>Built Up Edge</i> = APC (Aresta Postiça de Corte)
CBN	–	Nitreto Cúbico de Boro
CFC	–	Cúbica de Face Centrada
CNC	–	Comando Numérico Computadorizado
CV	–	Coeficiente de Variação
CVD	–	<i>Chemical Vapor Deposition</i>
DIN	–	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
DP	–	Desvio Padrão
EA	–	Emissão Acústica
EDS	–	<i>Energy Dispersive Spectroscopy</i>
FEM	–	<i>Finite Element Method</i>
GL	–	Graus de Liberdade
HSM	–	<i>High Speed Machining</i>
ISO	–	<i>International Organization for Standardization</i>
M	–	Sistema da Linha Média
MQF	–	Mínima Quantidade de Fluido
MSQL	–	<i>Minimum Quantity of Solid Lubricant</i>
NBR	–	Norma Brasileira Registrada
PCD	–	<i>Polycrystalline Diamond</i>
PVD	–	<i>Physical Vapor Deposition</i>
RMS	–	<i>Root Mean Square</i>
SEM	–	<i>Scanning Electron Microscope</i> = MEV (Microscopia Eletrônica de Varredura)
S/N	–	<i>Signal/Noise</i>
SQ	–	Soma de Quadrados
SQM	–	Soma de Quadrados Médios
VPSE	–	<i>Variable Pressure Secondary Electron Detector</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Δt	tempo de integração	[s]
A	seção transversal de corte	[mm ²]
a_e	penetração de trabalho	[mm]
a_p	profundidade ou a largura de usinagem	[mm]
b	largura de corte	[mm]
$\cos \varphi$	fator de potência	–
D	diâmetro da peça	[mm]
EA^2	sinal puro de emissão acústica.	[RMS]
EA_{RMS}	valor médio quadrático de emissão acústica	[RMS]
f	avanço por rotação	[mm/rev]
F	distribuição F	adimensional
F_c	força de corte	[N]
F_U	força de usinagem	[N]
h	espessura de corte teórica do cavaco	[mm]
h_1	espessura do cavaco antes de formado	[mm]
h_2	espessura do cavaco depois de formado	[mm]
HRc	dureza <i>Rockwell</i> na escala C	[HRc]
HV	dureza <i>Vickers</i>	[HV]
i	corrente alternada de uma das fases	[A]
$k_{c1.1}$	pressão específica de corte para um cavaco com 1 mm ²	[N. mm ⁻²]
k_s	pressão específica de corte	[N. mm ⁻²]
KT	profundidade da cratera	[mm]
l_c	comprimento de corte	[mm]
l_f	percurso de avanço	[mm]
l_n	comprimento de avaliação	[mm]
l_r	comprimento de amostragem	[mm]
m_c	expoente da pressão específica de corte	adimensional
Mex	metal de transição de grupos V–VI	–
n	rotação do eixo árvore	[rpm]
n	rotação do eixo árvore	adimensional
θ	fase	[graus]
ω	frequência angular	[Hz]
p	probabilidade p	adimensional

P_{ap3F}	potência aparente para motores trifásicos	[W]
P_c	potência de corte	[W]
R^2	coeficiente de determinação	adimensional
R_a	desvio aritmético médio	[μm]
R_q	desvio médio quadrático	[μm]
RSm	largura média de um elemento do perfil	[mm]
R_t	altura total do perfil	[μm]
R_z	altura máxima do perfil	[μm]
r_ϵ	raio de ponta da ferramenta	[mm]
s	desvios padrão	Depende da variável
T	vida da ferramenta de corte	[min.]
U	tensão de uma das fases	[V]
U_{cc}	tensão de corrente contínua	[V]
VB	desgaste de flanco	[mm]
VB_B	desgaste de flanco médio	[mm]
VB_C	desgaste de entalhe aresta secundária	[mm]
$VB_{máx.}$	desgaste de flanco máximo	[mm]
VB_N	desgaste de entalhe aresta principal	[mm]
v_c	velocidade de corte	[m.min ⁻¹]
v_f	velocidade de avanço	[mm.min ⁻¹]
y	valor da reposta de uma variável de saída	Depende da variável
y_0	amplitude de deslocamento	[mm]
y_t	valor instantâneo do deslocamento no instante t	[mm]
α	nível de significância	adimensional
γ_0	ângulo de saída ortogonal	[graus]
$\gamma_{0\text{ efetivo}}$	ângulo de saída efetivo	[graus]
η	eficiência dos sistemas de transmissão entre os eixos dos motores e dos sistemas finais de entrega de potência	adimensional
λ_s	ângulo de inclinação	[graus]
ϕ	ângulo de cisalhamento	[graus]
χ_r	ângulo de posição	[graus]
\bar{X}	média de uma amostra ou população	Depende da variável

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	26
1.1 OBJETIVOS	28
1.1.1 Objetivo geral	28
1.1.2 Objetivos específicos	28
2 REVISÃO DA LITERATURA	30
2.1 SUPER LIGAS DE NÍQUEL	30
2.1.1 Superliga Inconel 718	31
2.1.2 Aspectos da usinagem das superligas de níquel	32
2.2 DESGASTE E AVARIAS EM FERRAMENTAS DE CORTE	36
2.2.1 Desgaste de flanco	39
2.2.2 Desgaste de cratera	40
2.2.3 Desgaste de entalhe	40
2.2.4 Quebra da ferramenta	41
2.2.5 Lascamento	42
2.2.6 Trincas	42
2.2.7 Deformação plástica	43
2.3 MECANISMOS DE DESGASTE EM FERRAMENTAS DE CORTE	43
2.3.1 Aderência e arrastamento	45
2.3.2 Desgaste abrasivo	45
2.3.3 Desgaste por difusão	46
2.3.4 Desgaste de entalhe	46
2.3.5 Ações para minimização dos desgastes e avarias	46
2.4 VIDA DA FERRAMENTA	48
2.5 GRANDEZAS RELATIVAS AO CAVACO	49
2.6 MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO	51
2.7 USINAGEM A SECO E LUBRIFICAÇÃO/REFRIGERAÇÃO EM USINAGEM	53
2.8 INTEGRIDADE SUPERFICIAL DE PEÇAS USINADAS	57
2.8.1 Parâmetros para quantificação da rugosidade	58
2.8.2 Cálculo da rugosidade no processo de torneamento	60
2.9 MATERIAIS PARA FERRAMENTA DE CORTE	60
2.9.1 Ferramentas de metal duro	60
2.9.2 Ferramentas cerâmicas	64
2.10 FORÇA E POTÊNCIA EM USINAGEM	66

2.10.1 Determinação teórica da força e potência de corte	67
2.10.2 Medição da potência de corte	68
2.11 EMISSÃO ACÚSTICA.....	69
2.12 VIBRAÇÃO	72
2.13 PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS – METODOLOGIA DE TAGUCHI... 73	
2.14 ESTUDOS RELEVANTES EM USINAGEM DE SUPERLIGAS DE NÍQUEL..... 77	
3 MATERIAIS E MÉTODOS	92
3.1 EQUIPAMENTOS UTILIZADOS	92
3.1.1 Centro de torneamento e sistema de lubrificação	92
3.1.2 Sistema de aquisição de dados	94
3.1.3 Medidas de rugosidade da peça usinada	98
3.1.4 Imagens e medidas de desgaste dos insertos	99
3.1.5 Dureza da peça usinada	101
3.1.6 Revelação da microestrutura do material	103
3.1.7 Porta-ferramentas e ferramentas utilizadas	104
3.2 MATERIAL DA PEÇA A SER USINADA	107
3.3 PROCEDIMENTOS PARA A REALIZAÇÃO DOS EXPERIMENTOS.....	108
3.3.1 Ferramentas de metal duro revestido	108
3.3.2 Ferramenta cerâmica	109
3.3.3 Ensaios de confirmação e vida das ferramentas	109
3.4 PROJETO DE EXPERIMENTOS	110
3.4.1 Ferramentas de metal duro revestido	110
3.4.2 Ferramenta cerâmica	111
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	112
4.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO	112
4.1.1 Parâmetros de rugosidade (rugosidade média R_a e rugosidade total R_t)	114
4.1.2 Potência consumida	116
4.1.3 Vibração	118
4.1.4 Emissão acústica	119
4.1.5 Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte	120
4.2 ANÁLISE DE REGRESSÃO LINEAR MÚLTIPLA DO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO	124

4.3	DESGASTE DAS FERRAMENTAS E CAVACOS GERADOS NA USINAGEM DO INCONEL 718, COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO.....	128
4.4	ENSAIOS DE CONFIRMAÇÃO E DE VIDA DA FERRAMENTA DE METAL DURO REVESTIDO, PARA AS MELHORES CONDIÇÕES.....	136
4.5	RESULTADOS REFERENTES AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS CERÂMICA, CONFORME A METODOLOGIA DE TAGUCHI.....	145
4.5.1	Parâmetros de rugosidade (rugosidade média R_a e rugosidade total R_t)	147
4.5.2	Potência consumida	149
4.5.3	Vibração	150
4.5.4	Emissão acústica	152
4.5.5	Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte.....	153
4.6	ANÁLISE DE REGRESSÃO LINEAR MÚLTIPLA REFERENTE AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTA CERÂMICA.....	157
4.7	DESGASTE DAS FERRAMENTAS E CAVACOS GERADOS REFERENTES AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTA CERÂMICA.....	160
4.8	ENSAIOS DE CONFIRMAÇÃO E VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA, PARA AS MELHORES CONDIÇÕES.....	168
4.9	ENSAIOS DE MICRODUREZA ABAIXO DA SUPERFÍCIE USINADA, APÓS OS ENSAIOS DE VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA	179
4.10	ENSAIOS PARA REVELAÇÃO DA MICROESTRUTURA ABAIXO DA SUPERFÍCIE USINADA, APÓS OS ENSAIOS DE VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA	181
4.11	COMPARAÇÃO GRÁFICA DOS RESULTADOS DE VIDA PARA AS FERRAMENTAS DE METAL DURO E CERÂMICA.....	182
4.12	RESUMO DOS PRINCIPAIS RESULTADOS OBTIDOS	187
4.12.1	Para o torneamento com as ferramentas de metal duro (CNMG120408–MF1, TS2000 e CNMG120408–M1, TS2500) revestida com (TiAl)N+TiN	187
4.12.2	Para o torneamento com a ferramenta cerâmica de $Al_2O_3 + MgO$	189
5	CONCLUSÃO.....	191
6	INDICAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	192
	REFERÊNCIAS.....	193

1 INTRODUÇÃO

Com margens de lucro cada vez menores, as indústrias de transformação percebem a incontestável necessidade de desenvolvimento de novas técnicas para melhorar os processos de fabricação e conseqüentemente diminuir os seus custos. Para o processo de usinagem, existe uma busca incessante por ferramentas de corte que possam gerar produtos de qualidade com menor custo possível. Com isto, as empresas necessitam gerenciar seus processos de maneira que possam aproveitar ao máximo o potencial de cada inserto utilizado, sem esquecerem do uso de métodos que possam reduzir os impactos à saúde das pessoas e ao meio ambiente.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), a máxima utilização de cada inserto fica dificultada no meio industrial, pois o monitoramento dos desgastes e conseqüentemente da vida da ferramenta tem ficado o cargo do operador, e este, na maioria das vezes, sem treinamento e sem técnicas de acompanhamento da vida da ferramenta, acaba, de maneira bem conservadora, trocando a ferramenta antes do fim de sua vida, gerando desperdício. Segundo os autores, a solução estaria no monitoramento indireto do desgaste da ferramenta utilizando sensores de vibração, de emissão acústica, de parâmetros elétricos da máquina ou de força de usinagem, juntamente com o melhor preparo e treinamento do operador.

As indústrias fabricantes de ferramentas de usinagem de metais estão focadas em desenvolver novos materiais para a obtenção de ferramentas que atendam às solicitações de usinagem das chamadas superligas. A aquisição destas ferramentas se torna inacessível para pequenas e médias empresas do ramo de usinagem, além do fato que a utilização de ferramentas avançadas existe ainda a necessidade de centros de usinagem que possuam uma maior rigidez.

Vários estudos tem sido realizados com o objetivo de otimizar o processo de usinagem de superligas utilizadas em aplicações de alta solicitação, tanto de resistência mecânica em elevadas temperaturas, como de resistência à corrosão. As ligas de níquel são umas das que apresentam grande importância nas pesquisas, devido a suas propriedades únicas que atendem a estes requisitos.

Zeilmann, Fontanive e Soares (2017) comentam que a crescente demanda por produtos resistentes a condições ambientais de elevada solicitação tem estimulado muitas pesquisas, com o objetivo de melhorar as propriedades dos materiais, otimizar seu processamento e facilitar suas aplicações. Entre os metais mais utilizados em condições que exigem resistência

a elevadas temperaturas e resistência a corrosão, estão as superligas de níquel, em particular o Inconel 718. Entretanto, as mesmas propriedades térmicas, mecânicas e metalúrgicas, que tornam o Inconel 718 um material de grande aplicabilidade, também fazem com que ele seja um material de baixa usinabilidade.

Dificuldades encontradas na usinagem de superligas, associadas à necessidade de obtenção de componentes com adequado acabamento superficial e dimensional, são um grande desafio.

Segundo Iturbe et al. (2016) os requisitos de rugosidade de estabelecidos pela indústria aeroespacial, para materiais que estarão sobre altas solicitações são atualmente, um R_t máximo de 6 μm e um R_a máximo de =1,6 μm .

Para Zeilmann, Fontanive e Soares (2017), deve ser dada uma atenção especial para a utilização de processos de transformação ambientalmente seguros para a sociedade, porém as particularidades do processo de usinagem do Inconel 718 requerem tradicionalmente o uso de fluido de corte. Entretanto, a não utilização do fluido de corte pode resultar em benefícios para o meio ambiente, além de colaborar com a proteção da saúde do trabalhador. Segundo estes pesquisadores, um processo de transformação amigável ao meio ambiente deve compreender os estudos para o desenvolvimento de conhecimentos especializados em usinagem a seco, que podem resultar em mudanças técnicas significativas.

Segundo Pušavec, Krajnik e Kopač (2010), os fluidos de corte de metal alteram o desempenho das operações de usinagem por causa de suas funções de lubrificação e resfriamento, mas o uso de fluido de corte tornou-se mais problemático em termos de saúde dos funcionários e poluição ambiental. Para Shokrani et al. (2012) e Yildiz e Nalbant (2008), a mínima quantidade de fluido (MQF) é uma eficiente técnica de lubrificação/refrigeração, e ainda amigável ao meio ambiente.

De acordo com Devillez et al. (2007), o corte a seco pode ser a melhor opção sob o ponto de vista da não geração de fluido de corte residual, com base em razões ambientais e econômicas. A quantidade gasta na aquisição, no uso, disposição e limpeza do líquido refrigerante é significativa, e pode chegar até quatro vezes o valor das ferramentas de corte. Os líquidos de refrigeração são geralmente utilizados para eliminação de cavacos, melhoramento da precisão de usinagem, acabamento e extensão da vida das ferramentas, especialmente em condições agressivas de corte na ferramenta e na peça.

Apesar das tentativas de eliminar completamente os fluidos refrigerantes, em muitos casos a refrigeração ainda é essencial na obtenção de economia da vida das ferramentas e

qualidade superficial requerida. Isto é particularmente válido quando há exigência de tolerâncias estreitas, e alta precisão dimensional e de forma ou quando se trata de usinagem de materiais de corte difícil.

A principal contribuição deste trabalho está no estudo original da usinagem de acabamento à seco do Inconel 718, utilizando uma ferramenta cerâmica experimental com uma composição específica de Al_2O_3 e MgO que, segundo uma vasta busca na literatura, ainda não foi estudada para a usinagem de superligas de níquel.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo geral

O objetivo desta tese foi encontrar a condição experimental que resulte em melhores resultados de usinagem e comparar a ferramenta cerâmica experimental de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$ com ferramentas comerciais de metal duro revestido. A melhor condição experimental, para os melhores resultados, foi avaliada em termos das variáveis repostas: rugosidade das peças usinadas, potência consumida, emissão acústica, vibração, desgaste das ferramentas e cavacos gerados, no torneamento de acabamento do Inconel 718, em diferentes condições de usinagem.

1.1.2 Objetivos específicos

- Realizar ensaios de usinagem, com as ferramentas de metal duro revestido e ferramenta cerâmica, conforme os planejamentos desenvolvimentos inicialmente com o auxílio da metodologia de Taguchi;
- Analisar o desgaste das ferramentas e cavacos gerados, para os ensaios que gerarem os maiores e menores valores de desgaste da ferramenta, em função do comprimento de corte para cada nova aresta de corte;
- Realizar estudos regressão linear múltipla entre as variáveis de entrada e variáveis resposta;
- Realizar ensaios de usinagem para a determinação da vida da ferramenta, para as melhores condições previstas pelos resultados dos planejamentos iniciais e confirmadas por ensaios de confirmação;

- Ajustar correlações entre rugosidade (R_a e R_t), potência consumida na usinagem e o desgaste da ferramenta;
- Analisar os resultados de vida das ferramentas de metal duro e cerâmica, comparando as respostas para os parâmetros de rugosidade (R_a e R_t), comprimento de corte, potência consumida, vibração e desgastes das ferramentas.

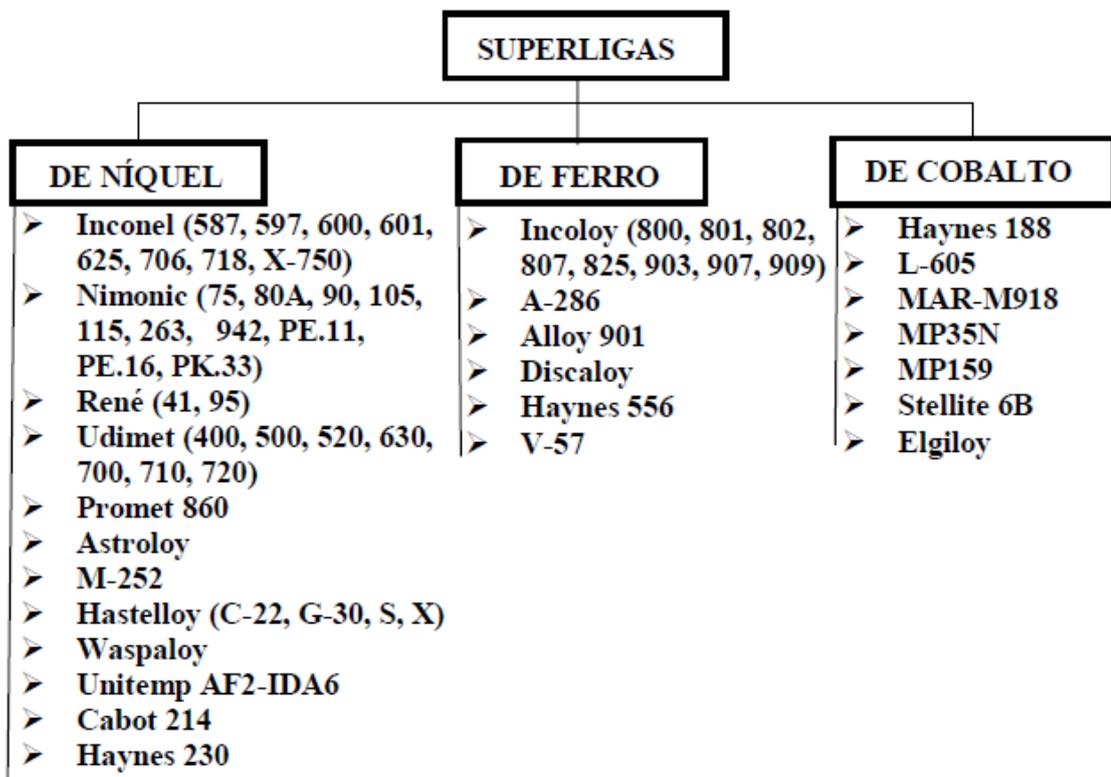
2 REVISÃO DA LITERATURA

Neste tópico serão apresentadas as principais características e definições necessárias para o entendimento dos fatores que influenciam o processo de usinagem. Serão apresentados também os estudos sobre a usinagem das superligas de níquel, delimitando os estudos referentes a este assunto.

2.1 SUPER LIGAS DE NÍQUEL

De acordo com Choudhury e El-baradie (1998) e Brooks (1982), as superligas são projetadas para prover elevada resistência mecânica e elevada resistência à corrosão/oxidação em altas temperaturas. Elas combinam boa resistência à fadiga e à fluência, bem como ductilidade e rigidez. Em geral, existem três principais classes de superligas: de níquel, de ferro e de cobalto, conforme apresentados na Figura 1.

Figura 1 – Classificação das superligas.



Fonte: Adaptado de Choudhury e El-baradie (1998).

Segundo Barbosa (2014), devido às necessidades de resistência à corrosão, por causa das condições agressivas de operação das turbinas de aviões, em 1930 nos Estados Unidos

foram desenvolvidas as primeiras superligas de níquel. Outras aplicações são geralmente direcionadas para utilizações em altas temperaturas, como motores de foguetes, plataformas de petróleo, submarinos, entre outros.

Para Reed, Tao e Warnken (2009), as superligas à base de níquel também são notáveis por sua resistência à degradação química e mecânica em temperaturas de até 1000 °C, essas ligas são aplicáveis a uma variedade de motores a jato, turbinas e sistemas de compressão ou bombeamento.

Segundo Silva et al. (2001), as ligas de níquel são endurecidas pela precipitação de Ni₃(Al-Ti) fase (γ) e pela solução de elementos refratários na matriz, e a resistência mais alta à temperatura é obtida pelo aumento da fração de volume desta fase. Os materiais avançados incluem 55 % de fase (γ) para as ligas de metalurgia do pó e 70 % para as ligas de cristal único.

Segundo Ulutan e Ozel (2011), as ligas de níquel representam uma parcela significativa do metal dos componentes estruturais e dos motores de aeronaves. Quando estes componentes estruturais críticos na indústria aeroespacial são fabricados com o objetivo de alcançar altos níveis de confiabilidade, a integridade de superfície torna-se um dos parâmetros mais importantes utilizados para avaliar a qualidade de acabamento de superfícies usinadas.

2.1.1 Superliga Inconel 718

De acordo com Grzesik (2017), o Inconel 718 é a liga de níquel mais comumente utilizada e tipicamente representa 50% do peso de um motor a jato. Componentes aeroespaciais, como casos de motores, combustores, lâminas e selos. As superligas baseadas em níquel (especialmente o Inconel 718, que representam até 45% das ligas à base de níquel forjado) são geralmente conhecidas por ser um dos materiais mais difíceis de usinar devido à sua alta dureza, alta resistência a altas temperaturas, forte afinidade para reagir com materiais de ferramentas e baixa condutividade térmica.

Segundo Thomas et al. (2006) e Kuo et al. (2009), a superliga de níquel Inconel 718 teve início de seu desenvolvimento no final da década de 1950, sendo muito utilizada em componentes de turbinas. Apesar de ser uma liga tradicionalmente conhecida, ainda é largamente utilizada em diversas aplicações, nas indústrias aeroespacial, nuclear e de petróleo, devido à combinação de excelentes propriedades mecânicas, resistência à corrosão e soldabilidade a elevadas temperaturas até 650°C.

Segundo Slama e Abdellaoui (2000) e Thomas et al. (2006), as principais fases responsáveis pelas superiores propriedades mecânicas a elevadas temperaturas da matriz γ de estrutura CFC (estrutura cúbica de face centrada) na liga 718 são a fase γ'' (Ni_3Nb – tetragonal), principal fase endurecedora, e a fase coerente com a matriz γ' ($\text{Ni}_3(\text{Al,Ti})$), esta menos efetiva no endurecimento.

Segundo Kuo et al. (2009), Byun e Farrell (2003) e Jarreta et al. (2008), a superliga Inconel 718 possui alta resistência à corrosão, alta resistência mecânica a temperatura ambiente, excelente resistência à fluência e à fadiga a elevadas temperaturas (até 650°C) e que possui boa resistência à corrosão e ductilidade em temperaturas criogênicas (até -250°C).

No quadro Quadro 1 é apresentada a composição química nominal da liga 718, de acordo com a especificação de petróleo e gás API (*American Petroleum Institute*) (UNS N07718) 2004.

Quadro 1 – Composição química nominal da liga Inconel 718 segundo a especificação API (UNS N07718).

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+ Ta	Mo	Ti	Al	C	Co	Mn
% peso min.	50	17	Bal.	4,87	2,80	0,80	0,40	-	-	-
% peso máx.	55	21		5,20	3,30	1,15	0,60	0,045	1,00	0,35
Elemento	Si	P	S	B	Cu	Pb	Se	Bi	Ca	Mg
% peso máx.	0,350	0,010	0,010	0,006	0,230	0,001	0,001	0,00005	0,003	0,006

Fonte: Adaptado de API – UNS N07718 (2004).

Segundo Choudhury e El-Baradie (1998), as superligas à base de níquel, como o Inconel 718, possuem uma estrutura com matriz austenítica que é a responsável por sua baixa usinabilidade, favorecendo um rápido endurecimento durante a usinagem. O tipo de cisalhamento produz um cavaco de difícil manuseio. As características desta liga resultam em altas temperaturas de usinagem e alta tensão na zona de corte, acelerando o desgaste de flanco, entalhe ou cratera, dependendo do material da ferramenta e dos parâmetros de corte utilizados.

2.1.2 Aspectos da usinagem das superligas de níquel

Segundo Silva et al. (2004), as superligas possuem excelentes propriedades mecânicas e térmicas, suas principais características são: alta resistência mecânica à fluência, a elevadas temperaturas, à fadiga e boa resistência a corrosão. Porém, a utilização das superligas encontra um obstáculo, a dificuldade de usinagem desses materiais, gerando um acabamento

da peça, muitas vezes insatisfatório. Apesar dessa barreira e devido a suas características, as superligas são altamente recomendadas para várias aplicações, alertando para os cuidados com a sua usinagem, que pode causar danos prematuros a ferramenta, assim como ao acabamento superficial da peça.

Segundo Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan (2009), as ligas de níquel possuem uma composição química com elevado teor de elementos de liga, os quais são responsáveis por suas propriedades mecânicas e térmicas, porém estas características e a afinidade para reagir com o material da ferramenta dificultam demasiadamente sua usinagem, podendo ser classificada como um material de “difícil corte”.

Segundo Polvorosa, Suárez, Lacalle (2017), a natureza austenítica das ligas de níquel (CFC) apresenta uma tendência ao endurecimento por deformação, levando a um desgaste severo da ferramenta na aresta de corte, na altura da profundidade de usinagem. Os pesquisadores ainda afirmam que além do endurecimento por deformação, existem outras razões para dificuldade de usinagem de ligas de níquel: (1) a existência de carbonetos duros nos contornos de grãos devido a elementos como o tungstênio e o molibdênio, compostos muito duros que causam abrasão severa na ferramenta e, portanto, um efeito prejudicial sobre a taxa de desgaste da ferramenta, sendo especialmente notável quando as ligas estão no estado de tratamento térmico envelhecido; (2) a baixa condutividade térmica, que provoca alta temperatura ao longo da ponta da ferramenta, levando ao fenômeno de rápida difusão entre aglutinante de ferramentas (cobalto) e ligas.

De acordo com Machado et al. (2015), as ligas a base de níquel são muito difíceis de usinar em condições econômicas de corte. Se a liga contém cromo, comum para aumentar a resistência à corrosão, a situação se agrava ainda mais. Neste caso, a usinagem deve ser realizada, de preferência, no estado solubilizado, situação em que as condições de corte podem ser comparadas aos aços inoxidáveis austeníticos. Sendo, estes materiais altamente endurecíveis por deformação, as velocidades devem ser diminuídas para que se obtenha um desempenho aceitável.

De acordo com Grzesik (2017), o Inconel 718 possui uma tendência pronunciada para a formação da aresta postiça de corte e o endurecimento por deformação e o efeito abrasivo de carbonetos e fases intermetálicas resultam em tensões mecânicas e térmicas excepcionalmente elevadas na aresta de corte durante a usinagem. A formação de sulcos nas arestas principais e secundárias, devido ao desgaste do entalhe, é típica para operações de torneamento com insertos de corte cerâmicos e CBN (Nitreto Cúbico de Boro). Os carbonetos de grão fino

revestidos com PVD (*Physical Vapor Deposition*– Deposição Física de Vapor) e CVD (*Chemical Vapor Deposition*– Deposição Química de Vapor) permitem aumentar a velocidade de corte para cerca de 80 e 120 m/min, respectivamente.

Segundo Ezugwu et al. (2003), materiais aeroespaciais tais como ligas de titânio e ligas de níquel apresentam uma usinabilidade ruim, devido a suas excelentes propriedades físicas o qual inclui baixa condutividade térmica, alta dureza a temperaturas elevadas, endurecimento do trabalho, a presença de partículas de carboneto abrasivo, a afinidade para reagir com o material da ferramenta.

Dentre as diversas variáveis que afetam o bom desempenho das operações de usinagem, a ferramenta de corte, embora pequena e de relativo baixo custo, é a mais crítica. Gatto e Iuliano (1994) e Ezugwu et al. (1999) afirmam que a vida de ferramenta obtida na usinagem das superligas à base de níquel é severamente inadequada, tendo como consequência o aumento do custo de produção. Na maior parte, os principais parâmetros que compreendem o processo e que mais prejudicam um melhor desempenho são: seleção do material da ferramenta, geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, etc.

Ezugwu et al. (1999) apresentaram vários fatores que conferem uma baixa usinabilidade das superligas de níquel, entre eles: mesmo em condições de usinagem que geram altas temperaturas, mantém a resistência. Estas ligas apresentam desgaste de entalhe (VB_N) na profundidade de usinagem, gerado pela ocorrência de encruamento do material, presença de diversos carbonetos com elevada dureza ocasionando alto desgaste abrasivo da ferramenta, favorece altas taxas de difusão devido a interação química no par ferramenta-peça provocada por altas temperaturas; facilita a adesão de material da peça na ferramenta de usinagem, causando um severo desgaste e até mesmo lascamento na superfície de saída além de produzir um cavaco tenaz e longo de difícil controle, que pode contribuir para a degradação da ferramenta por fratura até mesmo gerando desgaste de cratera.

Ezugwu (2005) e Ezugwu et al. (2003) comentam que embora seja a superliga de níquel mais comum usada na indústria aeroespacial, alguns inconvenientes são notados e dentro destes, a má usinabilidade é provavelmente a pior. Na verdade, a usinagem de ligas à base de níquel gera altas temperaturas nas arestas da ferramenta de corte, prejudicando seu desempenho, pois são submetidas a altos esforços de compressão atuando na ponta da ferramenta. Isso leva à deformação plástica da aresta da ferramenta, entalhe severo e desgaste do flanco.

Segundo Trent e Wright (2000), quando as ligas de níquel passam por um processo de usinagem a baixas velocidades de corte, aumenta-se consideravelmente a possibilidade de formação de aresta postiça de corte, prejudicando o acabamento superficial, com isto se faz necessário trabalhar com velocidades de corte maiores, contudo em velocidades entre moderadas e altas, as temperaturas de usinagem podem chegar a mais de 1000 °C.

Para Ezugwu et al. (2003) e Pušavec, Krajnik e Kopač (2010), o desgaste severo também é devido à alta dureza a quente das superligas, a força que provoca a deformação da ferramenta de corte durante a usinagem e a matriz austenítica de ligas de níquel que provoca um rápido endurecimento superficial durante a usinagem. A má condutividade térmica das ligas à base de níquel aumenta a temperatura na interface da peça ferramenta durante a usinagem, assim, acelera o desgaste da ferramenta e resulta no encurtamento da vida da ferramenta de corte.

Para Ulutan e Ozel (2011), a peça de trabalho da superliga resistente ao calor tende a formar uma camada endurecida por trabalho devido às deformações induzidas pela usinagem na subsuperfície, portanto, existe a tendência de endurecimento superficial das ligas de níquel. Assim, uma camada de superfície altamente endurecida é gerada e torna-se difícil de cortar.

Pawade, Joshi e Brahmkar (2008) concluíram que o aumento da velocidade de corte e a profundidade de usinagem resultaram na diminuição da profundidade da camada endurecida durante o torneamento de Inconel 718, enquanto o aumento do avanço aumenta a profundidade da camada endurecida por usinagem.

Sharman, Hughes e Ridgway (2006) investigaram o perfil de dureza do Inconel 718 e descobriram que o aumento da dureza estava limitado a cerca de 50 µm.

König e Gerschwiler (1999) revelaram que o desgaste de entalhe na aresta de corte secundária conduz a um baixo acabamento superficial e na aresta principal resulta em formação de rebarbas na peça. Eles acrescentam que o encruamento acontece na superfície da peça por causa da operação de usinagem.

Xue e Chen (2011) afirmam que a soldagem e a aderência na ferramenta de corte frequentemente observada durante a usinagem de ligas a base de níquel, geram danos na superfície de saída da ferramenta.

Aruna, Dhanalakshmi e Mohan (2010) comentam que um problema comum ao usar ligas a base de níquel é o desenvolvimento de um sulco ou entalhe em forma de V na profundidade da linha de corte. Ferramentas de metal duro e algumas ferramentas cerâmicas desenvolvem um entalhe de profundidade de usinagem que rege a vida da ferramenta.

Dudzinski, Devillez e Moufki (2004) afirmam que as ligas a base de níquel contêm partículas de carboneto altamente abrasivas que causam desgaste abrasivo, afirmam ainda que a baixa condutividade térmica e o endurecimento superficial devido ao trabalho causam uma temperatura elevada na interface, até 1200 °C, esta alta temperatura tende a promover a oxidação e o desgaste por difusão. Além disso, a alta afinidade química entre a peça e os materiais utilizados para ferramentas de corte aumentam o fenômeno de difusão.

Brandt, Gerendas e Mikus (1990) observaram que o desgaste do entalhe na profundidade da linha de corte é o maior problema. Na usinagem do Inconel 718 observaram que a resistência ao desgaste do entalhe de profundidade de usinagem é igual para o SiALON e a cerâmica de alumina reforçada com carboneto de silício.

Choudhury e El-Baradie (1998) afirmam que o desgaste do flanco das ferramentas de alumina e SiALON reforçadas com *whisker* pode ser considerado como um desgaste do tipo de difusão, determinado principalmente pela reação química e dissolução no material da peça de trabalho.

2.2 DESGASTE E AVARIAS EM FERRAMENTAS DE CORTE

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes, (2013), independentemente da sua dureza ou resistência ao desgaste, durante a usinagem, as ferramentas de corte tendem a sofrer algum tipo de mudança na sua geometria. Estas alterações estão relacionadas às avarias, aos desgastes e às deformações plásticas. As avarias ocorrem de maneira repentina e inesperada e envolvem a quebra, lascamento e ou trinca da aresta de corte da ferramenta. Estes fenômenos causam mudança na geometria de corte, provocando assim problemas no processamento, prejudicando o acabamento da peça.

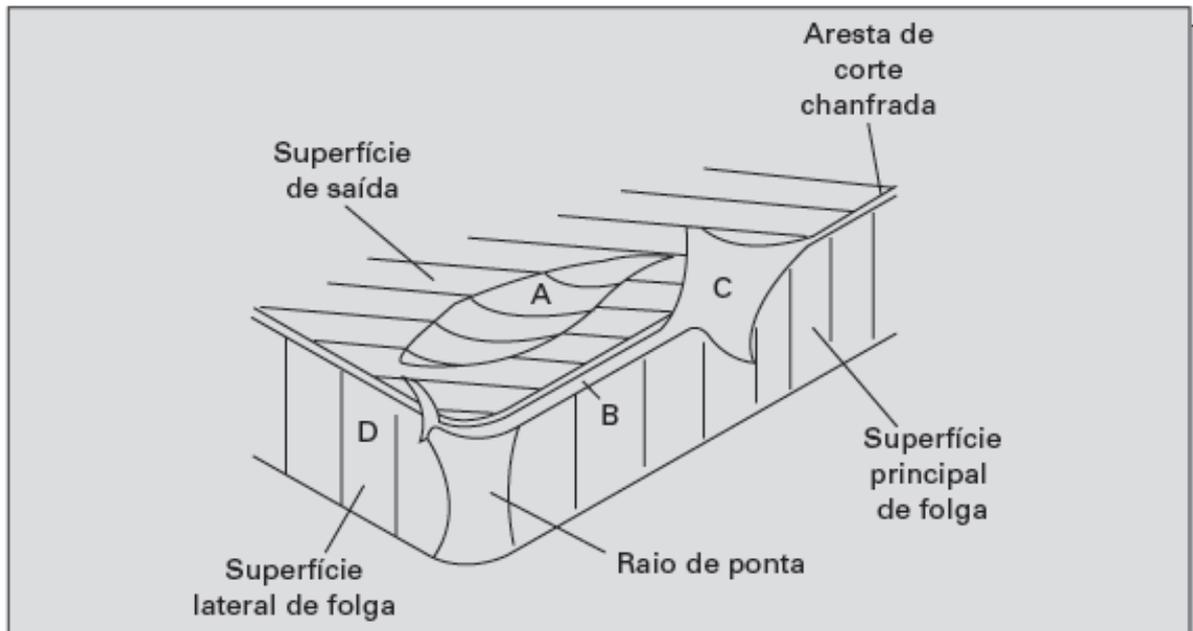
Segundo Machado et al. (2015), por menor que sejam os custos relacionados com as ferramentas de corte, eles contribuem de maneira direta para a produtividade de peças e *setup* em uma eventual troca.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes, (2013), a análise dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte requer medidas cuidadosas para assegurar a qualidade e um bom desempenho da operação de usinagem. Esses mecanismos de desgaste combinam-se para atacar a aresta da ferramenta de várias maneiras, dependendo do material da peça e parâmetros de usinagem.

Segundo Machado et al. (2015), três formas de desgaste podem ser identificadas, conforme apresentado na Figura 2.

Desgaste de cratera (área A); Desgaste de flanco (área B); Desgaste de entalhe (áreas C e D);

Figura 2 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.



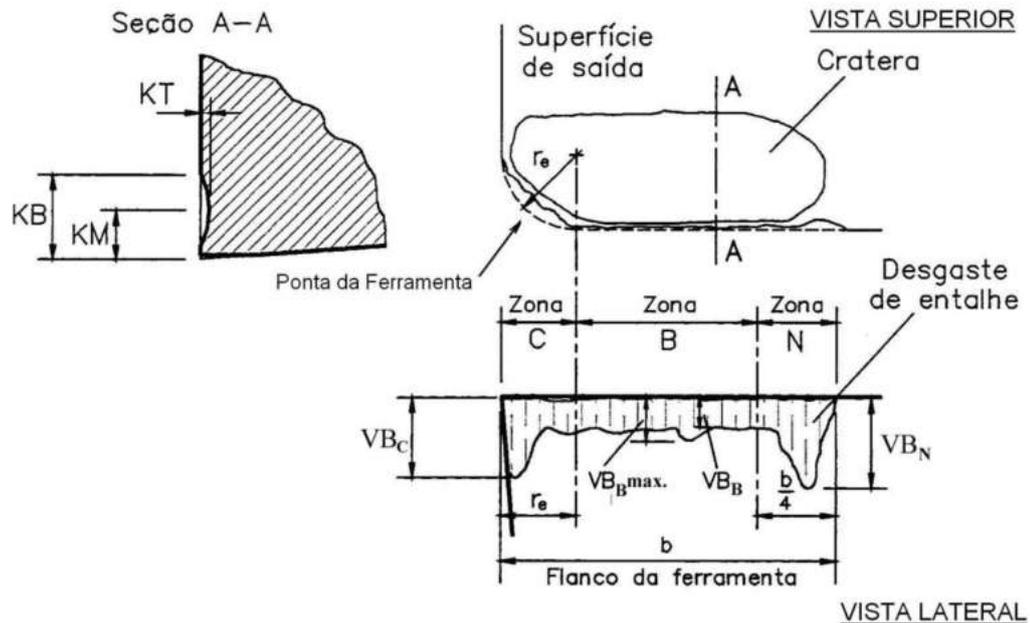
Fonte: Adaptado de Dearnley & Trent¹ (1982).

A norma ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas) ISO (*International Organization for Standardization*) 3685 (2016) – Ensaio de vida da ferramenta de ponta única para torneamento, para ferramentas de aço rápido, metal duro e ferramentas cerâmicas, apresenta os parâmetros utilizados para quantificar esses desgastes (Figura 3), que são:

- KT = profundidade da cratera, em milímetros;
- VB_B = desgaste de flanco médio, em milímetros;
- $VB_{máx.}$ = desgaste de flanco máximo, em milímetros;
- VB_N = desgaste de entalhe, em milímetros;

¹ DEARNLEY, P.A.; TRENT, E.M., Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools. *Metals Technology*, vol.9, 1982, p. 60–75.

Figura 3 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte.



Fonte: ABNT ISO 3685 (2016).

Os critérios de fim de vida recomendado pela ABNT ISO 3685 (2016) são os seguintes:

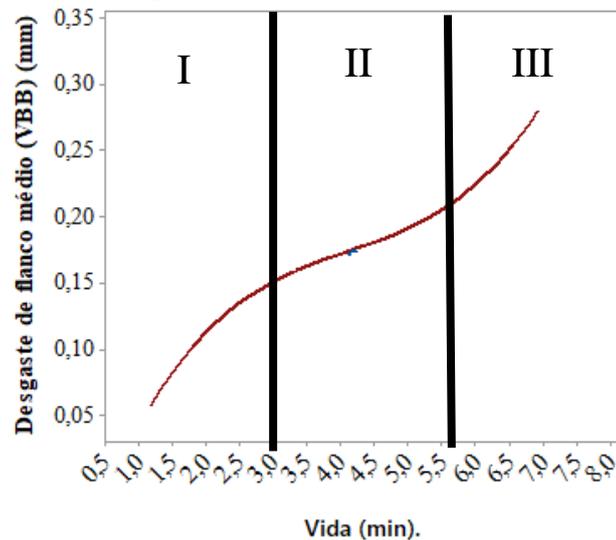
- Desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3$ mm (desgaste regular);
- Desgaste de flanco máximo, $VB_{Bmax.} = 0,6$ mm;
- Profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$ onde f é avanço em mm/rev.;
- Desgaste de entalhe (VB_N e VB_C) = 1 mm;
- Falha catastrófica.

A norma recomenda que quando o desgaste de entalhe predomine, como no caso da usinagem de ligas de níquel com ferramenta de metal duro ou cerâmicas, deve-se adotar um valor de $VB_N = 1,0$ mm como critério de fim de vida. Desta forma, quando qualquer um dos limites de desgaste for ultrapassado, recomenda-se a afiação ou substituição da ferramenta de corte.

Segundo Machado et al. (2015), para a usinagem, de maneira geral, as arestas das ferramentas de corte se desgastam seguindo uma curva padrão (Figura 4), onde é possível distinguir três estágios. No primeiro estágio a ferramenta sofre um desgaste acelerado, quando a cunha de corte se acomoda ao processo, passando a apresentar uma taxa de desgaste cada vez menor com o passar do tempo, ocorrendo uma primeira inflexão no final deste estágio. No segundo estágio ocorre uma taxa de desgaste praticamente constante ao longo do tempo, neste momento a ferramenta se encontra totalmente adequada ao processo e os mecanismos específicos de desgaste operam em uma taxa quase constante até atingir uma nova inflexão.

No terceiro e último estágio ocorre o início de uma aceleração do desgaste, aumentando acentuadamente a taxa e promovendo, em um curto espaço de tempo, a quebra da ferramenta.

Figura 4 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte.

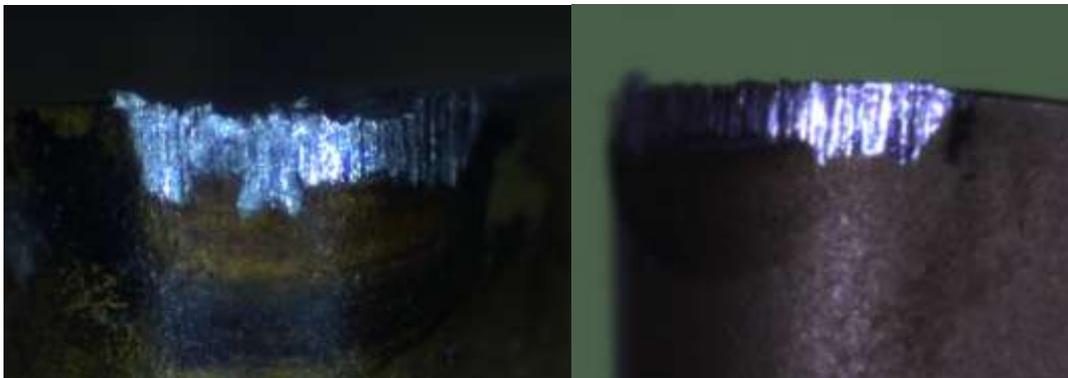


Fonte: Produção do próprio autor.

2.2.1 Desgaste de flanco

Segundo Childs et al. (2001), o desgaste de flanco pode ocorrer na superfície principal de folga e/ou na superfície lateral de folga (Figura 5). É gerado pela ação de fricção da ferramenta junto à superfície usinada, o que desencadeia adesão e/ou abrasão, acentuadas pelo aumento da temperatura durante a usinagem, podendo ocorrer também difusão.

Figura 5 – Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.2.2 Desgaste de cratera

Segundo Childs et al. (2001), o desgaste de cratera (Figura 6) ocorre na superfície de saída da ferramenta devido às altas temperaturas geradas durante a usinagem e a afinidade química entre a ferramenta e o material da peça. A superfície de saída é submetida a altos níveis de tensão e temperatura devido ao atrito da parte inferior do cavaco com a mesma. A localização do desgaste de cratera coincide com a região de maior temperatura na superfície de saída da ferramenta. Normalmente a difusão é o principal mecanismo, podendo ocorrer também abrasão e adesão ou *attrition*.

Figura 6 – Desgaste de cratera em ferramenta de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de PVD.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.2.3 Desgaste de entalhe

Segundo *ASM Metals Handbook* (2004), o desgaste de entalhe (Figura 7) ocorre na superfície principal de folga e na superfície lateral de folga, em alguns casos pode invadir a superfície de saída. No caso da superfície principal de folga, a localização é especificamente onde se inicia o contato entre a aresta principal de corte e a peça, na altura da profundidade de usinagem. E no caso da superfície lateral de folga a localização é onde termina o contato entre a aresta lateral de corte e a peça usinada.

Figura 7 – Desgaste de entalhe.



Fonte: Adaptado de SECO TOOLS (2014).

2.2.4 Quebra da ferramenta

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), as quebras (Figura 8) podem ser consequência do crescimento excessivo dos desgastes ou evolução de avarias da ferramenta de corte (trinca ou lasca). A quebra também pode ocorrer inesperadamente devido a alguns fatores como uma ferramenta muito frágil, carga excessiva sobre a ferramenta, ângulo de ponta e ângulo de cunha pequenos, entupimento dos canais de expulsão dos cavacos, etc.

Figura 8 – Quebra da ferramenta em cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.2.5 Lascamento

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), o lascamento (Figura 9) consiste na retirada durante o processo de corte de grandes partículas da ferramenta, e ocorre principalmente em ferramentas de material frágil.

Segundo Machado et al. (2015), um dos grandes responsáveis pelas avarias mecânicas são os choques mecânicos, ocasionados durante a entrada ou saída do processo de corte.

De acordo com Santos e Sales (2007) é muito comum a ocorrência de avarias em cortes interrompidos, por causa dos choques mecânicos ocasionados na entrada ou saída do corte e por origem térmica, devido a flutuação da temperatura no processo, como em certos momentos a inserto está atuando no corte e hora não.

Figura 9 – Avaria por lascamento em ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.2.6 Trincas

Segundo Machado et al. (2015), as trincas (Figura 10) são causadas pela variação da temperatura e/ou pela ação dos esforços mecânicos. No corte interrompido as temperaturas flutuam ciclicamente aumentando durante o tempo ativo, diminuindo durante o tempo inativo da aresta de corte a cada revolução da ferramenta. O desgaste envolve a perda gradual e progressiva de material da ferramenta, sendo que a abrasão, difusão, adesão e à oxidação são os principais mecanismos envolvidos. Nesse processo, a temperatura é um fator determinante e atinge ferramentas de corte de qualquer material.

Figura 10 – Avaria causada por trincas térmicas.



Fonte: Adaptado de SANDVIK (2011).

2.2.7 Deformação plástica

Segundo Machado et al. (2015), na deformação plástica (Figura 11) ocorre uma mudança na geometria da aresta de corte pelo deslocamento de material na direção de fluxo de material do cavaco ou da peça. Isto ocorre devido a uma combinação de altas tensões (compressão e cisalhamento) e de temperaturas na superfície de corte da ferramenta.

Figura 11 – Avaria causada por deformação plástica.

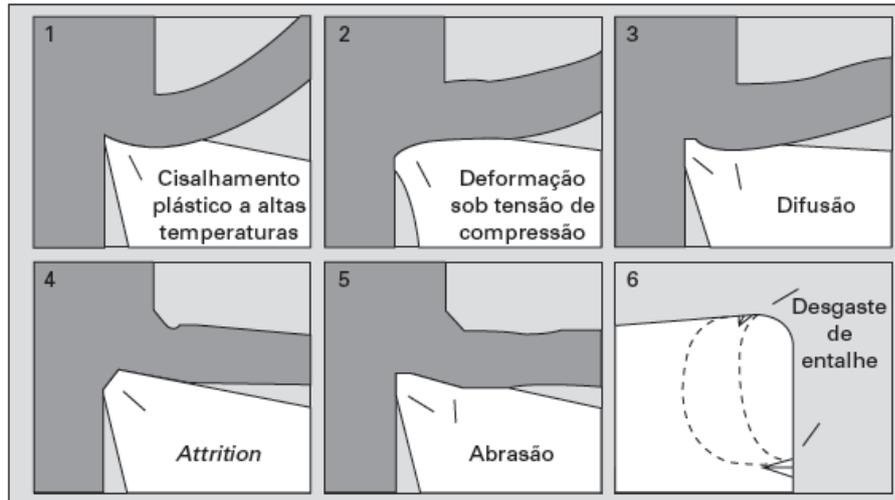


Fonte: Adaptado de SANDVIK (2011).

2.3 MECANISMOS DE DESGASTE EM FERRAMENTAS DE CORTE

Segundo Machado et al. (2015), em condições normais de corte, todas as formas de desgastes de ferramentas de corte, apresentadas conforme a Figura 12, estarão presentes, entretanto uma delas irá prevalecer.

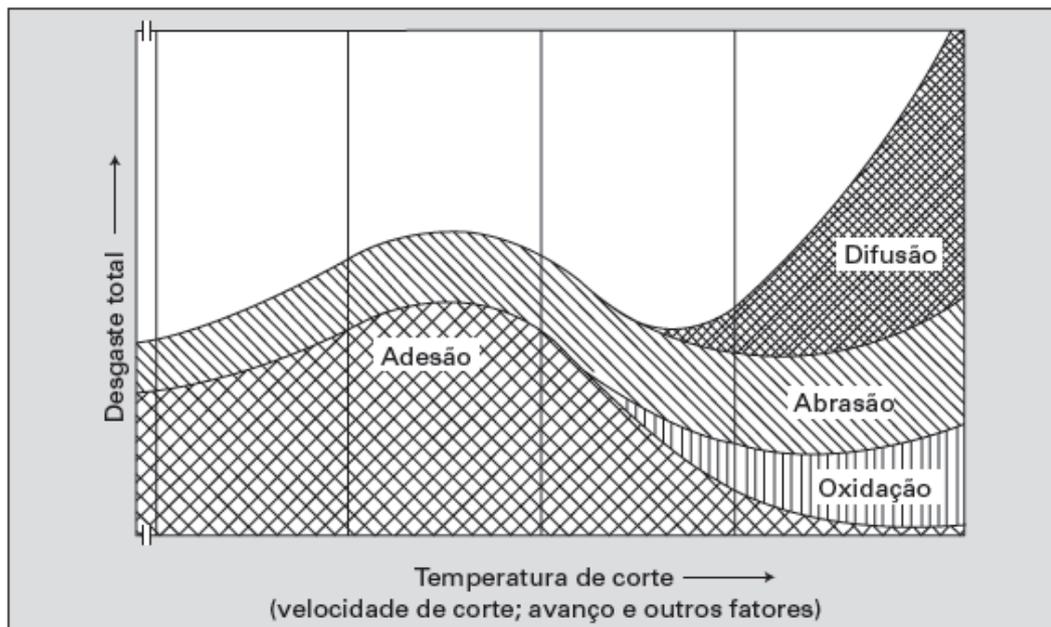
Figura 12 – Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas de corte.



Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

Conforme a Figura 13 em baixas temperaturas, apenas os mecanismos de adesão e abrasão estarão presentes com a predominância da adesão. Entretanto em temperaturas elevadas a adesão perde lugar para os novos mecanismos de difusão e oxidação. Estes crescem com o aumento da temperatura, sendo que para a difusão observa-se um crescimento exponencial.

Figura 13 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura.



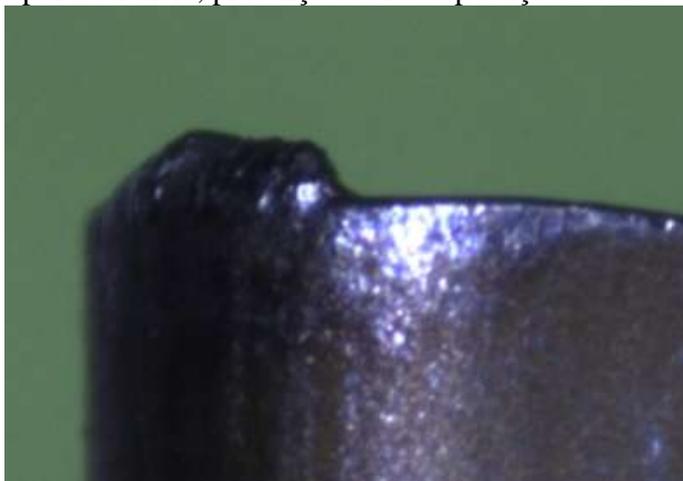
Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

Nos tópicos seguintes serão apresentados os conceitos envolvendo alguns mecanismos de desgaste, com base na obra de Machado et al. (2015).

2.3.1 Aderência e arrastamento

Este tipo de mecanismo (Figura 14) ocorre a baixas velocidades de corte, gerando um fluxo de material irregular sobre a superfície de saída da ferramenta. A aresta postiça pode aparecer, gerando um processo de usinagem descontínuo, especialmente se esta for instável. Nestas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados pelo fluxo de material. Observados no microscópio, as áreas desgastadas por *attrition* possuem aparência áspera.

Figura 14 – Desgaste por aderência, presença de aresta postiça de corte.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.3.2 Desgaste abrasivo

Neste tipo de desgaste ocorre a perda de material da ferramenta por microsulcamento, microcorte ou microlascamento, gerado por partículas de elevada dureza relativa, estas podem estar contidas no material da peça (óxidos, carbonetos e carbonitretos), ou são partículas da própria ferramenta arrancadas por *attrition*, por exemplo. Este tipo de desgaste é muito importante na usinagem com insertos revestidos, cerâmicas puras e mistas.

2.3.3 Desgaste por difusão

Esse mecanismo envolve a transferência de material, no nível atômico e é fortemente dependente da temperatura, do tempo e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona secundária de cisalhamento). Existe um gradiente de velocidade dentro da zona de fluxo que assume valor zero na interface com a ferramenta, o que garante tempo suficiente para ocorrer a difusão, além de temperatura elevadas o suficiente, nesta região, para promover o processo difusivo. Ocorre a transferência de átomos de um material para outro, dependendo da temperatura de solubilidade dos elementos da zona de fluxo, deixando a área desgastada, quando observada em microscópio, com aspecto liso.

2.3.4 Desgaste de entalhe

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas uma forma, e aparece sempre nas regiões coincidentes com as laterais dos cavacos. Existem prováveis causas para o desenvolvimento do desgaste de entalhe, entre elas: presença de uma camada encruada de material na superfície da peça usinada, formação de trincas térmicas devido ao elevado gradiente de temperatura, rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, etc. Ocorre principalmente nos materiais resistentes a altas temperaturas e com elevado grau de encruamento (ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável). Nas regiões onde ocorre este tipo de desgaste, o mecanismo envolve abrasão e transferência de material (difusão e *attrition*).

2.3.5 Ações para minimização dos desgastes e avarias

De acordo com Diniz, Coppini e Marcondes (2013), a separação quantitativa da contribuição de cada um desses fenômenos do desgaste é praticamente impossível, contudo, os autores sugerem ações a serem aplicadas para minimizar os principais desgastes e avarias em ferramentas de corte, conforme o Quadro 2.

Segundo Li et al. (2002), os principais mecanismos de desgaste das ligas à base de níquel são as interações do desgaste abrasivo como o desgaste de adesão, microlascamento e arrancamento.

De acordo com Altin, Nalbant e Taskesen (2007), o desgaste do entalhe formado na profundidade da linha de corte foi o desgaste principal visto, ao tornear o Inconel 718 com

ferramenta cerâmica, devido a processos térmicos severos, partículas abrasivas, alta dureza do trabalho e alta resistência da peça a ser usinada.

Segundo Zeilmann, Fontanive e Soares (2017), o desgaste do entalhe geralmente ocorre onde a camada de endurecimento está localizada. Observa-se que o desgaste do entalhe poderia ter sido gerado pela camada endurecida pelo trabalho resultante do processo de corte anterior e o atrito entre a peça e a ferramenta de corte aumentará o dano.

Quadro 2 – Causas e ações para minimização de avarias e desgastes da ferramenta.

<i>Tipos de desgaste e/ou avaria</i>	<i>Possíveis causas</i>	<i>Ações para minimização</i>
Desgaste de flanco	-Velocidade de corte muito alta ou baixa (se a causa for a presença de APC) -Resistência ao desgaste insuficiente -Abrasão -Aresta postiça de corte	-Redução da velocidade de corte -Seleção de classe de ferramenta mais resistente ao desgaste -Aumento da velocidade de corte se o desgaste for causado pela APC
Desgaste de entalhe	-Oxidação	-Seleção de fluido de corte com agentes oxidantes -Redução da velocidade de corte
Desgaste de cratera	-Difusão	-Seleção de classe de ferramenta que possua cobertura de óxido de alumínio
Deformação plástica	-Altas temperaturas combinadas com altas pressões na região de corte	-Seleção de classe de ferramenta com maior dureza a quente -Redução da velocidade de corte
Trincas de origem mecânica	-Variação excessiva de esforço na aresta de corte	-Seleção de uma classe de ferramenta mais tenaz -Redução do avanço -Suavização do primeiro contato da ferramenta com a peça -Aumento da estabilidade
Trincas de origem térmica	-Excessiva variação de temperatura	-Seleção de classe de ferramenta mais tenaz -Corte a seco no fresamento
Lascamento	-Classe de ferramenta muito frágil -Geometria da ferramenta muito fraca -Choque da ferramenta com a peça	-Seleção de classe de ferramenta mais tenaz -Aumento do ângulo de ponta, raio de ponta e/ou ângulo de cunha (chanframento da aresta)

Legenda: (APC – aresta postiça de corte)

Fonte: Diniz, Coppini e Marcondes (2013).

2.4 VIDA DA FERRAMENTA

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), a vida de uma ferramenta é o tempo em que a mesma trabalha efetivamente (deduzidos os tempos passivos), até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Atingido este tempo a ferramenta deve ser reafiada ou substituída.

Os fatores que determinam a fixação de um determinado valor limite de desgaste para o fim da vida da ferramenta são vários. A ferramenta deve ser retirada de uso quando:

- Os desgastes atingirem proporções tão elevadas que se receia a quebra da aresta de corte;
- Devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta não sendo mais possível a obtenção de tolerâncias apertadas e/ou bons acabamentos superficiais da peça, principalmente em operações de acabamento;
- Os desgastes acentuados, fazendo com que a temperatura da aresta cortante ultrapasse a temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte;
- O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina.

De acordo com Diniz, Coppini e Marcondes (2013) o percurso de corte ou comprimento de corte (l_c – km) e o percurso de avanço (l_f – mm), para uma vida da ferramenta (T – min), podem ser calculados com o auxílio das Equações (1) e (2), respectivamente.

$$l_c = \frac{v_c \times T}{1000} \quad (1)$$

$$l_f = f \times n \times T \quad (2)$$

Em que: v_c – velocidade de corte, em m/min; n – rotação do eixo árvore, em rpm; f – avanço por rotação, em mm/rev.

Para o cálculo da velocidade de corte, utiliza-se a Equação (3).

$$v_c = \frac{\pi \times D \times n}{1000} \quad (3)$$

Em que: D – diâmetro da peça, em mm;

Rearranjando as Equações (1), (2) e (3), o percurso de corte (l_c) pode ser calculado pela Equação (4).

$$l_c = \frac{\pi \times D \times l_f}{1000 \times f} \quad (4)$$

Agora com o comprimento de corte (l_c) em metros.

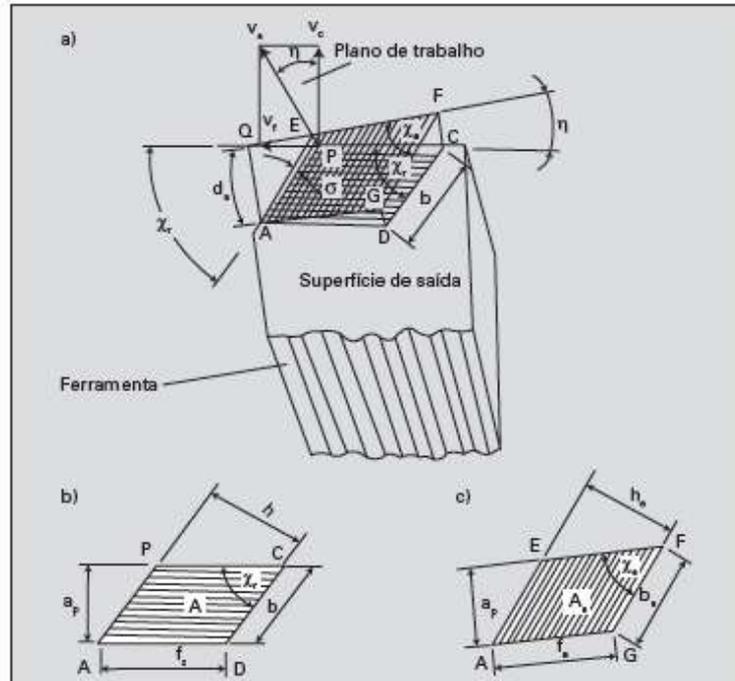
Para Diniz, Coppini e Marcondes (2013), em ferramentas de metal duro, o desgaste frontal é geralmente maior que o desgaste de cratera, quando usinado aço. Os desgastes aumentam progressivamente até a quebra da cunha cortante, que deve ser evitada devido às suas consequências danosas. Na utilização de ferramentas de metal duro com cobertura, o desgaste de flanco da ferramenta (nestas ferramentas o desgaste de cratera, em geral é muito pequeno ou inexistente) cresce lentamente, devido à alta resistência ao desgaste das camadas de cobertura da ferramenta, até atingir valores de VB da ordem de 0,3 a 0,4 mm. Neste momento, as camadas de cobertura já estão quase que totalmente consumidas pelo desgaste e, então, o corte passa a ser realizado pelo substrato da ferramenta, que é bem menos resistente ao desgaste, o que faz com que o desgaste de flanco passe a crescer rapidamente, chegando a valores da ordem de 0,8 a 1,0 mm em um tempo muito curto.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), a progressão do desgaste é influenciada principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem. A velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia o desgaste, pois com o aumento da mesma aumenta a energia (calor) que é fornecida ao processo, sem um aumento da área da ferramenta que recebe este calor. O aumento do avanço, por sua vez, também aumenta a quantidade de calor gerada pelo processo, porém também aumenta a área da ferramenta que recebe este calor. A influência da profundidade de usinagem é menor, já que ao ser aumentada, a profundidade de usinagem não mexe com a energia destinada ao corte por unidade de área, nem com a velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado através da utilização de uma maior porção da aresta de corte.

2.5 GRANDEZAS RELATIVAS AO CAVACO

Segundo Machado et al. (2015), grandezas relativas são grandezas de corte obtidas por meio de cálculos, derivados das grandezas apresentadas na Figura 15.

Figura 15 – Grandezas relativas ao cavaco para arestas de corte retilíneas.



Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

A largura teórica de corte do cavaco (b) é a largura calculada da seção transversal de corte a ser retirada, medida na superfície em usinagem principal e segundo a direção normal a direção de corte. Para ferramentas com arestas cortantes retilíneas e sem curvatura de na ponta, a largura de corte (b) é calculada pela Equação (5).

$$b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi_r} \quad (5)$$

Em que: a_p – profundidade de usinagem (mm); χ_r – ângulo de posição da aresta principal de corte (graus).

A espessura de corte teórica do cavaco (h) em milímetros é a espessura calculada da seção transversal de corte a ser retirada e medida, normalmente a superfície em usinagem principal e segundo a direção perpendicular à direção de corte, e para ferramentas com aresta de corte retilíneas pode ser calculada pela Equação (6).

$$h = f \times \text{sen}\chi_r \quad (6)$$

Em que: f – avanço de corte (mm); χ_r – ângulo de posição da aresta principal de corte.

A seção transversal de corte (A) em milímetros quadrados, que é a área calculada da seção transversal de um cavaco a ser retirado e medida no plano normal à direção de corte, pode ser calculada pelas Equações (7) e (8).

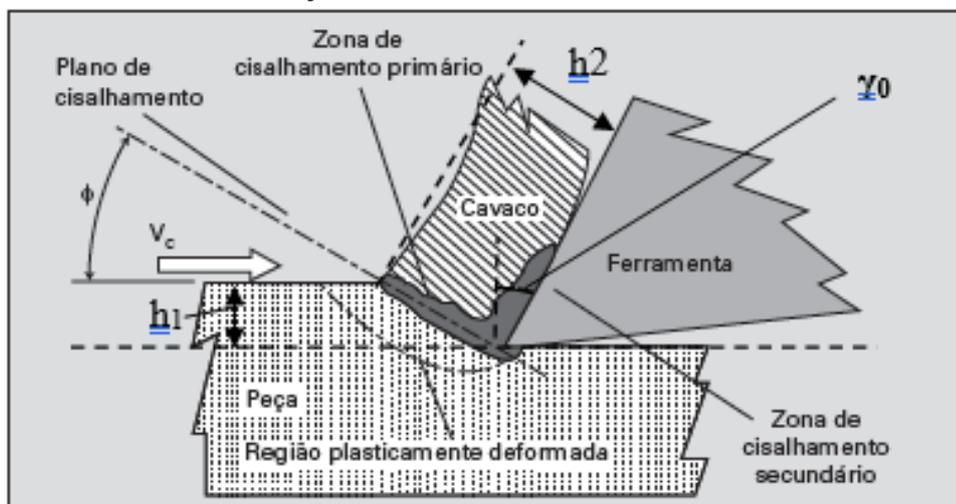
$$A = a_p \times f \quad (7)$$

$$A = b \times h \quad (8)$$

2.6 MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013) existem inúmeras variáveis que são influenciadas pela formação do cavaco, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, entre outros. Envolvendo também alguns aspectos econômicos e de qualidade da peça, a segurança do operador, a utilização adequada da máquina ferramenta, etc. O corte dos materiais envolve o cisalhamento concentrado ao longo do plano de cisalhamento (ou zona primária de cisalhamento). Quanto menor o ângulo de saída (γ_0), maior a variação da direção do fluxo do cavaco, maior sua deformação e menor o ângulo de cisalhamento. Conseqüentemente, maior será a razão h_2/h_1 (espessura do cavaco depois de formado) / (espessura do cavaco antes de formado), chamada de grau de recalque. Esta influência do ângulo de saída na deformação do cavaco no grau de recalque é marcante na usinagem de materiais dúcteis, muito suscetíveis à deformação. O mecanismo de formação de cavacos pode ser visualizado na Figura 16.

Figura 16 – Mecanismo de formação de cavacos.

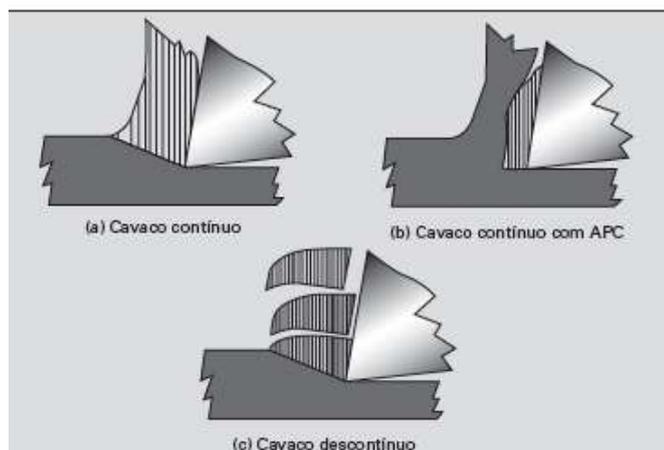


Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

Para Machado et al. (2015), os cavacos podem ser contínuos, descontínuos ou segmentados (Figura 17). De maneira geral os contínuos são gerados na usinagem de materiais dúcteis, enquanto os descontínuos na usinagem de materiais com caráter frágil.

Segundo Doyle, Horne e Tabor (1979)² apud Machado et al. (2015) comentam que o tipo de cavaco está fortemente ligado à tensão normal no plano de cisalhamento, a qual depende do ângulo de cisalhamento e das condições de atrito na interface ferramenta/cavaco (zona secundária de cisalhamento).

Figura 17– Tipos de cavacos.



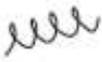
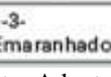
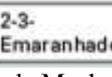
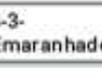
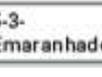
Legenda: APC – aresta postiça de corte.
Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

A norma ABNT ISO 3685 (2016), classifica as formas dos cavacos, conforme a Figura 18.

Segundo Machado et al. (2015), o material da peça é o fator que mais influencia a forma e o tipo dos cavacos. Qualquer um dos três tipos de cavacos pode ser produzido nas diferentes formas apresentadas na Figura 18, entretanto, cavacos do tipo descontínuos, somente podem ser classificados quanto as formas das lascas ou em pedaços. Em relação aos parâmetros de corte que mais afetam as formas dos cavacos, o avanço é o mais influente seguido da profundidade de usinagem. Os parâmetros de corte podem ser adequadamente selecionados a fim de reduzir o cavaco contínuo, entretanto o método mais efetivo é a utilização de quebra cavacos.

² . Doyle ED, Horne JG, Tabor D. Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. Proc Roy Soc London A 366:173–187, 1979.

Figura 18 – Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais.

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco helicoidal tipo arruela	5- Cavaco helicoidal cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
							
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conectado		
							
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
							
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			
							

Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

2.7 USINAGEM A SECO E LUBRIFICAÇÃO/REFRIGERAÇÃO EM USINAGEM

De acordo com Devillez et al. (2007), o corte a seco pode ser a melhor opção sob o ponto de vista da não geração de fluido de corte residual, com base em razões ambientais e econômicas. Uma vez que a quantidade gastada na aquisição, no uso, disposição e limpeza do líquido refrigerante é significativa, e pode chegar até quatro vezes o valor das ferramentas de corte. Os líquidos de refrigeração são geralmente utilizados para eliminação de cavacos, melhoramento da precisão de usinagem, acabamento superficial e extensão da vida útil das ferramentas, especialmente em condições agressivas de corte na ferramenta e na peça de trabalho.

Segundo Klocke et al. (2006), na maioria dos casos, a usinagem a seco causa alta taxa de desgaste da ferramenta e resulta em vida relativamente curta, especialmente quando se usina alguns materiais difíceis de cortar.

Para Grzesik (2017), os fluidos de corte em um sentido mais amplo, fluidos de usinagem são fornecidos gravitacionalmente ou sob pressão apropriada para a zona de formação de cavacos para melhorar o desempenho de corte por resfriamento e/ou efeitos de lubrificação. Em geral, esses efeitos dependem da quantidade de calor gerada (isto é, a ação lubrificante é mais importante em baixas velocidades de corte, enquanto o resfriamento é principalmente o efeito predominante em velocidades de corte mais altas, devido à geração de calor mais intensa). O resfriamento é obtido pelo fenômeno de transferência de calor. Diferentes tipos de fluidos de corte disponíveis podem ser classificados de acordo com

critérios amplamente variáveis, embora um sistema de terminologia um tanto unificado seja usado nos diferentes padrões.

Segundo Machado et al. (2015), as principais funções dos fluidos de corte são: Lubrificação a baixas velocidades de corte; Refrigeração a altas velocidades de corte; Remoção do cavaco da zona de corte; Proteção da máquina ferramenta e da peça contra oxidação.

A capacidade do fluido de remover os cavacos da zona de corte depende da sua viscosidade e vazão, além da operação de usinagem e do tipo de cavaco. Para baixas velocidades de corte a função lubrificação é fundamental para reduzir o atrito e evitar a formação da aresta postiça de corte, em altas velocidades de corte, a temperatura de usinagem é mais elevada, aumentando a importância do fluido na função refrigeração.

Grzesik (2017) apresenta quatro categorias básicas de fluidos de corte:

1. Óleos puros, que são usados sem diluição e geralmente são óleos minerais, mas frequentemente incluem outros lubrificantes, como gorduras, óleos vegetais e ésteres, juntamente com compostos de extrema pressão baseados em cloro, enxofre e fósforo. melhorar a lubrificação e outros agentes para melhorar a proteção ao desgaste e à corrosão, durabilidade e tendência à formação de espuma. Os fluidos de corte puros fornecem excelente lubricidade, mas são refrigerantes relativamente fracos. Atualmente, principalmente óleos minerais (cerca de 90%) são usados.

2. Óleos minerais solúveis que consistem em óleo com emulsionantes que permitem que o óleo se disperse em água antes do uso. Esses óleos são usados na forma diluída, com uma faixa de concentração típica de 3 a 15%. A quantidade de emulsificante determina o tamanho das gotículas de óleo, que normalmente varia entre 1 e 10 μm . Esses fluidos são amplamente utilizados na indústria e geralmente são os fluidos de corte mais baratos disponíveis. A alta quantidade de água (até 99%) causa um bom efeito de resfriamento, mas a parte usinada úmida é exposta à corrosão. O principal efeito que leva a envelhecimento prematuro de um fluido de corte à base de água é a contaminação microbiana, resultando em corrosão induzida por micróbios de componentes de máquinas operatrizes ou um certo odor desagradável.

3. Fluidos semissintéticos (ou micro emulsões) são essencialmente uma combinação de fluidos de óleo sintéticos e solúveis e, como resultado, exibem características de ambos os tipos de compostos. Eles consistem em emulsificadores naturais e sintéticos, gotículas de óleo e emulsões claras. Eles oferecem boas resistências à corrosão, lubrificação e tolerância à contaminação. A definição de semissintéticos pode causar alguma dificuldade, mas a melhor

definição é a seguinte: "Uma forma semissintética forma uma emulsão translúcida e contém óleo mineral".

4. Fluidos sintéticos, que são soluções livres de óleo mineral, formuladas a partir de compostos inorgânicos e orgânicos alcalinos, geralmente com a adição de inibidores de corrosão. Antes de usar, eles são diluídos com água, com uma faixa de concentração de 3% a 10%. De acordo com a prática industrial, esses fluidos geralmente oferecem o melhor desempenho de resfriamento. Deve-se notar que a concentração de fluidos de corte pode mudar significativamente ao longo da vida útil (mesmo em vários por cento por semana) devido à evaporação da água em temperaturas elevadas (por exemplo, no verão ou quando gotículas de óleo aderem aos cavacos ou superfícies de peças). Isso leva a uma descarga contínua da fração oleosa do fluido de corte usado.

Dentre os métodos de aplicação dos fluídos, Grzesik (2017) cita: inundação, mínima quantidade de fluído (MQF), resfriamento criogênico, uso simultâneo MQF e meio refrigerado criogenicamente e lubrificação sólida. Esta subdivisão desempenha também um papel relevante em relação aos aspectos econômicos e ambientais dos processos de fabricação/usinagem. Os fluidos de corte podem executar suas funções se forem efetivamente fornecidos às zonas de corte. Na prática, quatro métodos principais de aplicação de fluidos são usados para operações gerais de corte: manual, inundação, jato de alta pressão e aplicações de névoa. Normalmente, com métodos de fornecimento externo e interno (através dos canais dentro da ferramenta).

De acordo com Machado et al. (2015), tem-se observado atualmente grande esforço no sentido de diminuir a utilização do fluído de corte, tanto pelo fator econômico quanto pela questão ambiental, e nesta visão o método da atomização (também chamado névoa ou MQF "Mínima Quantidade de Fluído" ou ainda MQF "Mínima Quantidade de Lubrificante") tem sido intensamente investigada. Os fluídos são aplicados em vazões muito baixas, na faixa de 10 a 200 ml/h.

Segundo Pušavec, Krajnik e Kopač (2010), os fluidos de corte melhoram o desempenho das operações de usinagem por causa de suas funções de lubrificação e resfriamento, mas o uso de fluido de corte tornou-se mais problemático em termos de saúde dos funcionários e poluição ambiental.

Em relação ao método de mínima quantidade de fluído (MQF), Silva et al. (2007) descreveram que a técnica de MQF consiste numa mistura de óleo e ar comprimido que forma uma névoa aplicada à região de corte, no lugar da convencional inundação de fluidos de corte.

É também conhecida como técnica de MQF, sendo, porém, o termo MQF mais adequado, pois além da ação lubrificante, existe uma ação refrigerante do fluido em contato com a peça e ao jato de ar comprimido, ação refrigerante menor que a alcançada nas técnicas convencionais de inundação de fluido.

Segundo Klocke e Eisenblätter (1997), o MQF também é conhecido como micro lubrificação durante a operação de usinagem, com taxa de fluxo (10–100 ml/h) é cerca de um quinto ou um décimo de magnitude inferior ao comumente utilizado para o resfriamento convencional por jorro abundante.

Hadad e Sadeghi (2013) estudaram os efeitos dos parâmetros de usinagem no desempenho do processo de torneamento, como forças de usinagem, rugosidade e temperatura. Os resultados indicaram que os acabamentos superficiais melhoraram principalmente devido à redução do desgaste e danos na ponta da ferramenta pela aplicação do MQF.

De acordo com Silva et al. (2007), os altos custos de descarte das emulsões lubrificantes, utilizadas no sistema de lubrificação convencional, e a crescente necessidade de se desenvolver técnicas de produção ambientalmente corretas justificou a busca por alternativas ao processo de usinagem com fluido. Uma das alternativas mostradas pelos autores é o MQF, onde pequenas quantidades de lubrificante são pulverizadas em um fluxo de ar comprimido.

Para Silva et al. (2013), a técnica de MQF possui vantagens em relação à usinagem com fluido abundante como redução do volume de descarte, produção de peças e cavacos mais limpos, redução de custos de processamento, limpeza e acondicionamento. As desvantagens são a exigência de um bom sistema de exaustão da máquina, pois este método cria uma névoa de óleo, névoa que pode aumentar o índice de poluentes em suspensão no ar. Os sistemas de compressão de ar também acabam gerando poluição sonora nas linhas de produção além de que o fluido utilizado não é recuperado como ocorre nos sistemas de circulação de fluido abundante.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), considerando o uso da MQF na usinagem, o vapor, a névoa e a fumaça de óleo podem ser considerados subprodutos indesejáveis, os quais caracterizam um aumento de poluição suspensa no ar e tem se tornado um fator de preocupação. Entretanto, estes autores acrescentam que mesmo com o custo com ferramental, em alguns casos, é acrescido pelo uso de mínima lubrificação ou do corte a seco, devido ao aumento do desgaste da ferramenta, ainda assim o custo total de fabricação pode ser menor

quando comparado ao processo convencional, no qual se usa lubrificação/refrigeração com fluido aquoso. Outras vantagens do uso destas técnicas relacionam-se à manutenção de cavacos limpos, redução de custos de reprocessamento, limpeza e acondicionamento.

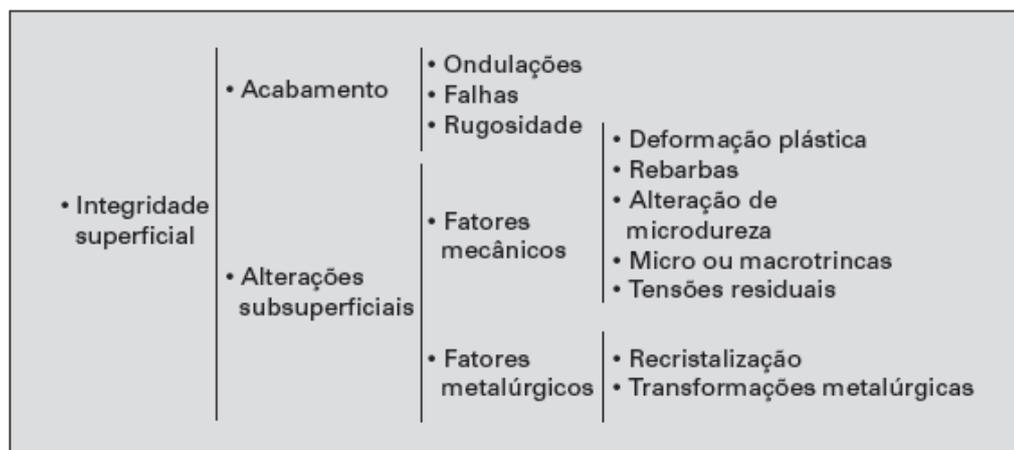
2.8 INTEGRIDADE SUPERFICIAL DE PEÇAS USINADAS

Segundo Axinte e Dewes (2002), a integridade da superfície é importante para os componentes submetidos a altas cargas térmicas e mecânicas durante o seu uso.

Segundo Devillez et al. (2011), a condição da superfície tem uma influência cada vez maior sobre os desempenhos dos componentes. As histórias de serviços e as análises de falhas de componentes dinâmicos mostram que falhas graves, produzidas por fadiga, corrosão, quase sempre começam ou se nucleiam na superfície dos componentes e suas origens dependem, em grande medida, da qualidade da superfície.

Segundo Machado et al. (2015), a condição final de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e as vezes, reações químicas, todos estes fatores podem gerar efeitos diferentes na nova superfície. Portanto, o conceito de integridade superficial não pode ser definido apenas em termos de uma dimensão e não abrange somente a textura de uma superfície ou a sua forma geométrica. A classificação das possíveis alterações, que podem ocorrer em superfícies usinadas, está representada na Figura 19.

Figura 19 – Classificação da integridade superficial de peças usinadas.



Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

De acordo com Machado et al. (2015), o acabamento de uma superfície usinada é a combinação de vários fatores que podem ser divididos em rugosidade, ondulações e falhas. As

ondulações consistem de irregularidades superficiais ou erros geométricos cujos espaçamentos são maiores que as irregularidades consideradas rugosidades. Falhas são interrupções na topografia típica de uma superfície, podem ser intencionais, inesperadas e indesejáveis, causadas geralmente por inclusões, trincas, bolhas, ou podem surgir durante o processo de corte. A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação inerente ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta), podendo ser medida por vários parâmetros.

2.8.1 Parâmetros para quantificação da rugosidade

Segundo Machado et al. (2015), a rugosidade é afetada por um elevado número de variáveis e pode ser avaliada por diversos parâmetros, que podem ser classificados em:

- Parâmetros de amplitude: determinados por alturas dos picos, profundidades dos vales ou pelos dois, sem considerar o espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície;
- Parâmetros de espaço: determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície;
- Parâmetros híbridos: determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e espaço.

No Quadro 3, pode-se observar os parâmetros de rugosidade R_a e R_t utilizados para avaliar a rugosidade de uma peça usinada, conforme a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002).

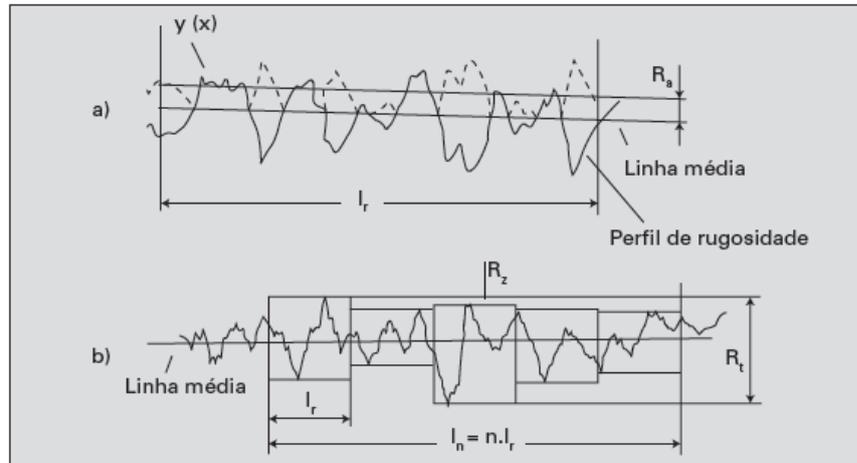
Quadro 3 – Parâmetros de rugosidade R_a e R_t e suas definições.

Símbolo	Nome	Definição
R_a	Desvio aritmético médio do perfil avaliado	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas, no comprimento de amostragem.
R_t	Altura total do perfil	Soma das maiores alturas de pico do perfil e das maiores profundidades dos vales do perfil, no comprimento de avaliação.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR ISO 4287 (2002).

E pela Figura 20, pode-se observar como as medições, de alguns parâmetros são realizadas, dentro de um comprimento de amostragem (l_r) e comprimento de avaliação (l_n), ambos em milímetros.

Figura 20 – Algumas formas de medição dos parâmetros de rugosidade.



Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

As definições e procedimentos para a avaliação da rugosidade são dados pelas normas ABNT NBR ISO 4287 (2002) e norma ABNT NBR ISO 4288 (2008). Estas determinam que o valor de *cut-off*, para perfis de rugosidade periódicos, depende da distância entre os sulcos deixados pelo avanço (f) (pela norma: valor da largura média de um elemento do perfil, RS_m), conforme pode-se observar no Quadro 4.

Quadro 4 – Comprimentos de amostragem de rugosidade para medições de parâmetros R de perfis periódicos.

RS_m (mm)	Comprimento de amostragem de rugosidade l_r (mm)	Comprimento de avaliação de rugosidade l_n (mm)
$0,013 < RS_m \leq 0,04$	0,08	0,4
$0,04 < RS_m \leq 0,13$	0,25	1,25
$0,13 < RS_m \leq 0,4$	0,8	4
$0,4 < RS_m \leq 1,3$	2,5	12,5
$1,3 < RS_m \leq 4$	8	40

Fonte: Adaptado da ISO 4288 (2008).

Portanto, como por exemplo, para um avanço entre 0,13 até 0,4 mm/rev o comprimento de amostragem de rugosidade (l_r) ou *cut-off* deve ser de 0,8 mm.

De acordo com Machado et al. (2015), o parâmetro R_a , isoladamente, não é suficiente para identificar algumas características importantes da superfície, pois superfícies geometricamente diferentes podem apresentar valores de R_a muito próximos. Os parâmetros

R_t ou R_z são desejáveis quando existe a necessidade de especificar a altura máxima da rugosidade, detectando qualquer defeito ou irregularidade na superfície.

De acordo com Xavier e Adithan (2009), na usinagem de peças, a qualidade da superfície é um dos mais especificados requisitos do cliente: maior indicação da qualidade da superfície nas peças usinadas é o valor de rugosidade.

2.8.2 Cálculo da rugosidade no processo de torneamento

De acordo com Machado et al. (2015), os parâmetros R_a e R_t podem ser calculados teoricamente, embora estes valores sejam apenas indicativos, pois os valores reais estarão acrescidos de outros fatores do processo, como vibração e desgaste das arestas de corte. No processo de torneamento, se o avanço (f – mm) for menor que o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ – mm) os valores de R_a e R_t , são calculados de maneira aproximada pelas Equações (9) e (10), respectivamente.

$$R_a = \frac{f^2}{18 \times \sqrt{3} \times r_\epsilon} \quad (9)$$

$$R_t = \frac{f^2}{8 \times r_\epsilon} \quad (10)$$

2.9 MATERIAIS PARA FERRAMENTA DE CORTE

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013) não existe uma classificação geral de materiais para ferramentas, entretanto, com base em seus componentes químicos é possível agrupá-los da seguinte forma: aços rápidos, aços rápidos com cobertura, metal duro, metal duro com cobertura, material cerâmico, nitreto cúbico de boro e diamante. Os materiais citados por Diniz, Coppini e Marcondes (2013) estão em ordem crescente de dureza a quente e resistência ao desgaste por abrasão, em geral estas duas propriedades aumentadas, ocorre uma redução na tenacidade do material.

2.9.1 Ferramentas de metal duro

O metal duro é um produto da metalurgia do pó produzido de partículas duras finamente divididas de carbonetos de metais refratários, sinterizados com um ou mais metais do grupo

do ferro (ferro, níquel ou cobalto) formando um corpo de alta dureza e resistência a compressão. As partículas duras são carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com outros carbonetos (titânio, tântalo e nióbio). Nos metais duros mais usuais o tamanho destas partículas varia de 1 a 10 μm e ocupam de 60 a 95% do volume do material, conforme descrito por Diniz, Coppini e Marcondes (2013).

Segundo Machado et al. (2015), o metal duro possui excelente combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade.

Os metais duros possuem uma classificação padronizada pela norma ABNT ISO 513 (2013) versão corrigida 2015. Esta classificação é baseada nas propriedades de tenacidade e resistência ao desgaste, quanto maior for o número que acompanha a letra de identificação, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste. Segundo Machado et al. (2015) a presença de carbonetos e titânio (TiC) garante maior resistência ao desgaste, e uma maior quantidade de cobalto, resulta em maior tenacidade à fratura, sendo que os tamanhos dos grãos dos carbonetos também interferem na tenacidade, grãos mais finos, maior tenacidade.

No Quadro 5, pode-se observar a classe S com a identificação por letra e cor, os materiais a serem usinados e as subclasses de aplicação dos metais duros, com base nas relações de velocidade de corte aplicada e da resistência ao desgaste do material da ferramenta, bem como na relação entre avanço da ferramenta e tenacidade do material da ferramenta.

Quadro 5 – Classe S de metal duro.

Principais classes			Classes de aplicação			
Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Metais duros			
S	Marrom	Superligas e titânio: Ligas especiais resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio	S01 S10 S20 S30	S05 S15 S25	a ↑	b ↓
<p>a – Aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta.</p> <p>b – Aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta.</p>						

Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

Dentre as ferramentas de metal duro, empregadas na indústria, aquelas com revestimento têm sido largamente utilizadas, representando 95% do total (MACHADO et al., 2015).

Segundo Machado et al. (2015), o revestimento de ferramentas de metal duro ganhou grande importância, pois tal revestimento pode garantir um desempenho superior à ferramenta sem revestimento na usinagem de materiais ferrosos.

De acordo com Grzesik (2017), os processos usados para depositar revestimentos em ferramentas de corte, independentemente do substrato (metal duro ou cerâmica), são CVD e PVD. O processo selecionado depende da composição do material e da aplicação pretendida da ferramenta. No processo de CVD, as ferramentas são aquecidas em um reator vedado a cerca de 1000 °C. Hidrogênio gasoso e compostos voláteis fornecem os constituintes metálicos e não-metálicos do material de revestimento, que incluem basicamente TiN, TiC, TiCN e Al₂O₃.

O PVD é o outro processo importante usado para produzir revestimentos de ferramentas de corte. Em contraste com o método CVD, em PVD o revestimento é depositado em vácuo. As espécies metálicas do revestimento, obtidas por evaporação reagem com uma espécie gasosa (nitrogênio ou amônia) na câmara e são depositadas no substrato. São utilizadas temperaturas de cerca de metade das utilizadas no processo de CVD (isto é, cerca de 500 °C). A temperatura de processamento mais baixa resulta em um grão muito fino, livre da estrutura de rachaduras térmicas do revestimento, superfície de revestimento muito lisa e brilhante com um baixo coeficiente de atrito; e capacidade de revestir bordas afiadas e superfícies complexas de quebra de cavacos (um revestimento PVD é mais fino que um filme CVD comparável).

De acordo com Grzesik (2017), do ponto de vista material, os revestimentos de ferramentas de corte podem ser basicamente classificados nos seguintes grupos:

- Materiais de revestimento à base de titânio. Este grupo inclui camadas e materiais de TiN, TiC, TiB₂, Ti (C, N) e Ti (N, B) nos quais a fase metálica pode ser suplementada por Al ou Cr, como, por exemplo, revestimentos (Ti, Al) N.
- Materiais de revestimento à base de cerâmica, como o óxido cerâmico Al₂O₃.
- Revestimentos super duros, revestimentos de carbono tipo diamante, que competem com ferramentas PCD convencionais.
- Revestimentos lubrificantes sólidos, como carbono-carbono amorfo, Me-C: H.
- Revestimentos macios depositados como uma única camada ou a camada superior em uma camada dura de TiAlN.

No Quadro 6, pode-se observar as principais características das ferramentas revestidas pelos processos PVD.

Quadro 6 – Características das ferramentas revestidas pelo processo PVD.

Características	Deposição física de vapor (PVD)
Temperatura de revestimento	Aproximadamente 500 °C
Tenacidade	Não é afetada
Aresta de corte	Pode ser aresta viva
Espessura do revestimento	Até 4 µm
Camadas	TiN, TiCN, TiAlN, Al ₂ O ₃
Principais aplicações	Fresamento, roscamento e furação
Vantagens	Substitui ferramentas sem revestimentos: – com mesma tenacidade, configuração de aresta e precisão; – reduz a aresta postiça de corte; – aumenta a vida da ferramenta.

Fonte: Adaptado de Machado et al. (2015).

Segundo Machado et al. (2015) o (TiN), é um revestimento que normalmente é utilizado na camada externa, pois proporciona baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco. Outro revestimento que confere bom desempenho em operações de usinagem é (TiAl)N, este revestimento tem sido utilizado na usinagem das superligas de níquel.

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), as principais características das camadas (TiAl)N são:

- Maior resistência a oxidação, permitindo seu uso em temperaturas mais altas;
- Baixa condutividade térmica, garantindo proteção a aresta de corte aumentando consequentemente a remoção do calor através do cavaco;
- Alta dureza a frio e a quente, pois possui dureza próxima a 3300 HV, maior ainda que a da camada de Nitreto de titânio (TiN);
- Alta estabilidade química, o que reduz bastante o desgaste de cratera;
- Coeficiente de atrito ainda menores que os obtidos pelas camadas de camada de Nitreto de titânio (TiN).

Ainda segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), as principais aplicações das ferramentas multicamadas são o fresamento, torneamento e furação, e na usinagem de superligas a base de níquel, aços ligados e de alta dureza, porém menores que 45 HRc.

De acordo com Olovshjög e Nyborg (2012), as ferramentas de metal duro são usadas para: (i) usinar ligas à base de níquel em velocidades de corte até 30 m/min, para insertos não

revestidos; (ii) usar ligas à base de níquel em velocidades de corte até 100 m/min, para ferramentas de metal duro adequadamente revestidas.

Segundo Cantero et al. (2013), durante a usinagem de superligas a base de níquel, o material da ferramenta deve apresentar elevada resistência ao desgaste, alta resistência e dureza, alta dureza em temperatura elevadas, estabilidade química e resistência ao choque térmico.

2.9.2 Ferramentas cerâmicas

Segundo Grzesik (2017), as ferramentas cerâmicas são aplicadas no torneamento e fresamento de ferro fundido e superligas e no acabamento de materiais endurecidos. Existem cerâmicas à base de óxido de alumínio (Al_2O_3) e Nitreto de silício (Si_3N_4). Estas ferramentas suportam muito mais calor do que as ferramentas de metal duro, a alumina–zircônia contém até 10% de ZrO_2 para melhorar a tenacidade fratura. A usinagem de superligas, a base de níquel/cobalto, em alta velocidade é uma aplicação típica para ferramentas de corte cerâmicas reforçadas com *whiskers*.

De acordo com Trent e Wright (2000), os óxidos refratários estiveram entre as muitas substâncias de alta dureza e ponto de fusão investigadas como potenciais materiais de ferramentas de corte. Os materiais de ferramenta que tiveram bons resultados são as Al_2O_3 de granulometria fina (menos de 5 μm) de alta densidade relativa, isto é, contendo menos de 2% de porosidade. Muitas adições, como por exemplo, os MgO e TiO, foram feitos para promover a densificação e obter o tamanho fino dos grãos. A matéria prima básica, a alumina, é barata e abundante, mas o processamento das ferramentas é caro, portanto, não são baratas em comparação com as ferramentas de metal duro. A dureza a temperatura ambiente das ferramentas de alumina está na mesma faixa que a das ferramentas de metal duro, 1550–1700 HV.

De acordo com Dudzinski, Devillez e Moufki (2004), as ferramentas de corte cerâmicas são especialmente recomendadas para usinagem de materiais duros na indústria por causa de suas propriedades mecânicas únicas. A resistência das ferramentas cerâmicas em altas temperaturas favorece sua aplicação em altas velocidades de corte, pois possuem alta resistência a abrasão e a corrosão, possui também dureza a quente e baixa afinidade química. Em comparação com as ferramentas de metal duro, elas apresentam uma vida mais longa.

Segundo Karpuschewski, Schmidt e Prilukova (2013) existe uma tendência de aumento no mercado do uso de ferramentas cerâmicas, esta tendência é justificada, pois as ferramentas cerâmicas satisfazem as exigências de precisão e na alta qualidade das superfícies usinadas, com o alto desempenho da vida da ferramenta.

Segundo Zhuang et al. (2015), as ferramentas cerâmicas com sua elevada resistência ao desgaste, baixa expansão térmica e boa resistência à oxidação acima de 1000 °C são um tipo de material de base utilizado em processos de corte de metais, especialmente na usinagem de superligas. A dureza das ferramentas cerâmicas pode chegar a mais de 1700 HV, possibilitando assim sua utilização em usinagem de materiais como o Inconel 718. As ferramentas cerâmicas podem aumentar a vida da ferramenta e melhorar as taxas de remoção de materiais em usinagem de superligas devido às suas propriedades químicas e mecânicas únicas.

Para Altin, Nalbant e Taskesen (2007), as ferramentas de cerâmica e CBN possuem dureza a quente superior e podem ser utilizadas a velocidades em torno de uma ordem de magnitude maior do que as ferramentas de corte de metal duro revestidas. As ferramentas cerâmicas (Al_2O_3-TiC , Si_3N_4 , SIALON e Al_2O_3 reforçadas com *wisker* de SiC) estão sendo utilizadas cada vez mais em operações de corte de ligas de níquel. Alta velocidade de corte pode ser conseguida com o uso de cerâmicas reforçadas com *wisker*.

Segundo Silva, Coelho e Catai (2004), os mecanismos de desgaste das ferramentas cerâmicas são complexos e geralmente influenciados por: difusão, lascamento, abrasão na superfície de flanco, adesão na superfície de saída, fratura catastrófica, cratera e desgaste de entalhe no flanco e na aresta secundária. Geralmente, encontra-se o desgaste de entalhe na altura da profundidade de usinagem, como o responsável pela rejeição da ferramenta de corte a baixas velocidades de corte. Com altas velocidades de corte, o desgaste de flanco compete com o desgaste de entalhe, dependendo do tipo de cerâmica utilizada. Segundo Ezugwu et al. (1999) isto é causado pela combinação de alta temperatura, alta resistência do material da peça, alta deformação plástica, endurecimento da camada superficial durante a usinagem, alta tensão na interface cavaco-ferramenta e cavacos abrasivos.

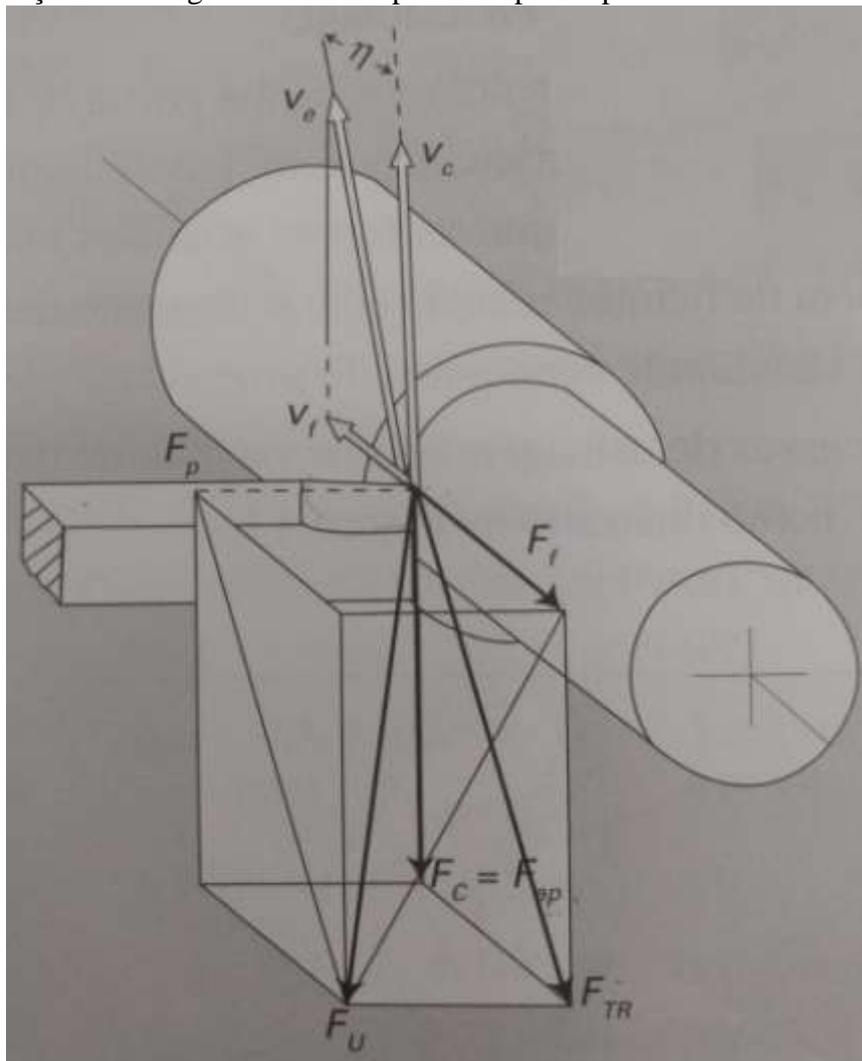
No estudo do desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga “*Waspaloy*”, Silva et al. (2004) afirmam que apesar das ferramentas cerâmicas serem conhecidas por sua estabilidade química, encontraram fortes indícios de mecanismos químicos em todas as ferramentas e condições utilizadas. Esse comportamento pode ser explicado em função de o corte com alta velocidade gerar alta temperatura na região do corte.

Estes pesquisadores concluíram que, de uma maneira geral, o tipo de desgaste dominante foi o de entalhe e os mecanismos foram abrasão, *attrition* (aderência com arrastamento) e provável difusão na maioria das ferramentas utilizadas.

2.10 FORÇA E POTÊNCIA EM USINAGEM

Segundo Machado et al. (2015) conhecer a força atuante, e suas componentes, sobre a cunha de corte possibilita calcular a potência necessária para o corte, além de se relacionarem com o desgaste das ferramentas de corte. Por ser tridimensional, a força de usinagem (F_U) pode ser decomposta em três componentes básicas que atuam diretamente na cunha de corte conforme observado na Figura 21, para o processo de torneamento.

Figura 21 – Forças de usinagem e suas componentes para o processo de torneamento.



Fonte: Adaptado de Ferraresi (1977)³ apud Machado et al. (2015).

³ FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 796p

As três componentes básicas da força de usinagem são:

- Força de corte ou força principal de corte (F_c): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte;
- Força de avanço (F_f): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço, dada pela velocidade de avanço;
- Força passiva ou força de profundidade (F_p): projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

2.10.1 Determinação teórica da força e potência de corte

Segundo Machado et al. (2015), as componentes da força de usinagem variam com a seção do cavaco, em uma relação quase linear, especialmente a força de corte (F_c). A relação linear entre a força de corte e a área da seção de corte foi proposta como apresentado na Equação (11).

$$F_c = k_s \times A \quad (11)$$

Em que: F_c – Força de corte (N); k_s – pressão específica de corte (N/mm²); A – área da seção transversal de corte (mm²), que pode ser calculada pelas Equações (7) e (8).

Segundo Ståhl e Seco Tools (2012), o termo pressão específica de corte, k_s , foi introduzido por Kienzle e Victor (1952)⁴. O termo pressão específica de corte é apresentado em termos de uma curva exponencial de dados medidos adequadamente, conforme a Equação 12, em que são inseridas duas constantes, $k_{c1.1}$ e m_c , para a descrição de dependência sobre a espessura teórica do cavaco (h).

$$k_s = \frac{F_c}{A} = \frac{b \times k_{c1.1} \times h^{1-m_c}}{b \times h} = k_{c1.1} \times h^{m_c} \quad (12)$$

Em que: $k_{c1.1}$ – pressão específica de corte para um cavaco com 1 mm² (N/mm²); m_c – expoente da pressão específica de corte; A – área da seção transversal de corte (mm²); h – espessura de corte teórica do cavaco (mm); b – largura teórica de corte do cavaco (mm).

Segundo Diniz, Coppini e Marcondes (2013), vários fatores influenciam a pressão específica de corte (k_s) entre eles, o material da peça, material e geometria da ferramenta, seção de corte (A), profundidade de usinagem (a_p), velocidade de corte (v_c), condições de lubrificação e refrigeração, estado de afiação da ferramenta, etc.

⁴ Kienzle O., Victor H.: Die bestimmung von kräften und leistungen an spanenden werkzeugmaschinen, VDI-Z vol. 94, N° 11/12 (1952) pp 299–306 (In German).

Visualizando somente o termo F_c da Equação (12) e utilizando as relações apresentadas nas Equações (5) e (6), a força de corte pode ser reescrita da seguinte forma (Equação (13)):

$$F_c = k_{c1.1} \times a_p \times f^{1-m_c} \times (\sin \chi_r)^{-m_c} \quad (13)$$

Em que: χ_r – ângulo de posição da aresta principal de corte (graus).

De acordo com Machado et al. (2015), a potência de corte (P_c), dada em kW, pode ser calculada pela Equação (14):

$$P_c = \frac{F_c \times v_c}{60 \times 10^3} \quad (14)$$

Com a força de corte dada em N e a velocidade de corte em m/min.

Substituindo as Equações (3) e (13) na Equação (14) obtém-se a Equação (15)

$$P_c = \frac{k_{c1.1} \times a_p \times f^{1-m_c} \times (\sin \chi_r)^{-m_c} \times \pi \times D \times n}{6,0 \times 10^7 \times \eta} \quad (15)$$

Em que: η – eficiência dos sistemas de transmissão entre os eixos dos motores e dos sistemas finais de entrega de potência na ferramenta.

2.10.2 Medição da potência de corte

Segundo Machado et al. (2015), a potência em usinagem pode ser medida, experimentalmente, por meio da tensão e da corrente elétrica consumida. Para os casos de motores trifásicos, os componentes de potência devem ser multiplicados por $\sqrt{3}$, pois a corrente no caso de ligação em triângulo das bobinas, e a tensão, no caso de ligação em estrela, são multiplicadas por esse valor. Portanto a potência aparente para motores trifásicos pode ser calculada pela Equação (16)

$$P_{ap3F} = U \times i \times \sqrt{3} \times \cos \varphi \quad (16)$$

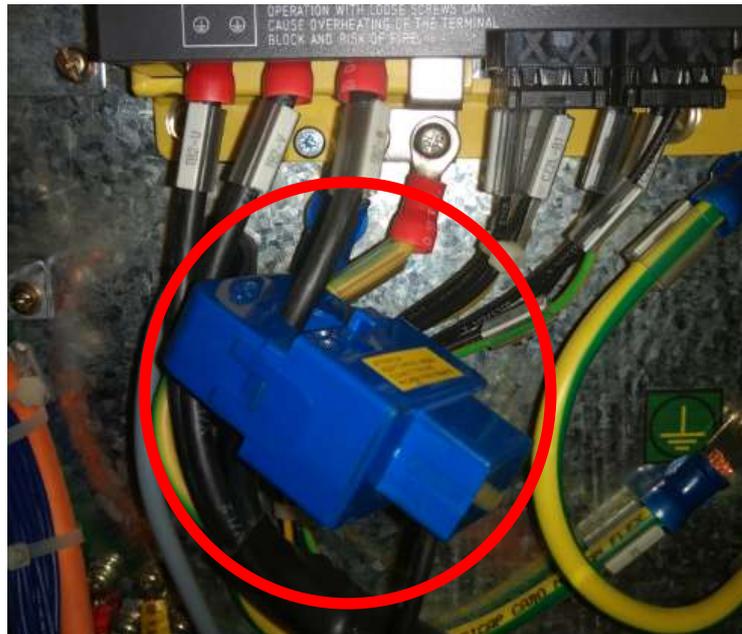
Em que: P_{ap3F} – potência aparente para motores trifásicos, em watts (W); U – tensão de uma das fases, em volts (V); i – corrente alternada de uma das fases, em ampères (A); $\cos \varphi$ – fator de potência (dado pelo fabricante do motor, utilizado no centro de usinagem).

Segundo Machado et al. (2015), à obtenção da diferença potencial pode ser medida por voltímetros e para a obtenção da corrente, pode-se usar amperímetros ligados em série dentro do circuito, entretanto, este procedimento pode causar problema de intrusão nas máquinas ferramentas, nestes casos utilizam-se os dispositivos de Efeito Hall. Nestes sensores a diferença de potencial gerada é proporcional à corrente que gerou e a razão entre ambas é

chamada Resistência de Hall, que é uma característica do material utilizado, estes sensores são colocados externamente aos cabos elétricos sem que precisem ser interrompidos.

Na Figura 22 é apresentado um transdutor de corrente elétrica, que envolve o cabo elétrico responsável pela alimentação do motor, utilizado para gerar a rotação do eixo árvore do centro de torneamento CNC (Comando Numérico Computadorizado).

Figura 22 – Transdutor de corrente com núcleo partido, envolvendo o acabo de alimentação do motor do centro de torneamento.



Fonte: Produção do próprio autor.

2.11 EMISSÃO ACÚSTICA

De acordo com Souza (2004), a emissão acústica (EA) pode ser definida como sendo ondas de tensão elástica, de baixa amplitude e alta frequência, geradas por atuações dinâmicas sobre os materiais. Conforme o material é submetido a um estímulo externo qualquer, como a formação de cavaco, por exemplo, o atrito entre ferramenta e peça ou mesmo o simples contato faz com que ocorra a deformação e a reordenação da estrutura cristalina do material. Isto libera uma quantidade de energia suficiente para produzir ondas de tensão que provocam mais deslocamentos sobre a superfície do mesmo, os quais se atenuam exponencialmente à medida que se afastam da superfície para dentro do material.

A utilização de sinais de emissão acústica, para o monitoramento da usinagem e desgaste de ferramentas, vem sendo estudada por vários pesquisadores. Entre eles estão

Dolinšek e Kopač (1999), Govekar et al. (2000), Gómez et al. (2012), Pawade e Joshi (2012) Papacharalampopoulos et al. (2013), Pechenin et al. (2017), Wang e Liu (2017).

Pechenin et al. (2017) estudaram o método de controle do desgaste da ferramenta de corte baseado na análise de sinais de emissão acústica para fresamento e comentam que a análise do sinal de emissão acústica é uma das mais eficazes para a determinação do desgaste da ferramenta. A principal vantagem do EA é que a faixa de frequência do sinal é muito maior do que o ruído ambiente e a vibração que não estão associados ao processo de corte.

Pawade e Joshi (2012) realizaram uma análise dos sinais de emissão acústica e integridade da superfície no torneamento de alta velocidade de Inconel 718. A dependência da deformação de usinagem no mecanismo de geração de superfície, em termos da amplitude média de frequência dos sinais EA, foi analisada. Concluíram que os sinais EA são capazes de capturar as atividades da zona de deformação do cavaco e, portanto, considera-se que uma análise dos sinais de EA durante a usinagem pode ajudar a determinar a qualidade da superfície usinada. Os autores perceberam que a amplitude da frequência dos sinais EA é influenciada pela velocidade de corte. Assim, em geral, as variações do sinal de EA são úteis para correlacionar eventos anormais durante a usinagem, tais como maiores forças, variação de forma de cavacos e anomalias de superfície produzidas na usinagem de Inconel 718.

Papacharalampopoulos et al. (2013) realizaram um estudo computacional do sinal de emissão acústica para ferramentas de torneamento, comentam que os sensores EA são bastante adequados para usinagem de alta precisão, devido à sua sensibilidade ao alto ruído.

Wang e Liu (2017) realizaram uma análise do sinal de emissão acústica durante o processo de formação de cavacos na usinagem da superliga Inconel 718. As características do tempo e do domínio da frequência dos sinais de EA, detectados durante a usinagem, foram analisadas. Os resultados mostraram que ondulações e fraturas dúcteis são observadas na superfície livre de cavaco serrilhado, que são causadas tanto por cisalhamento adiabático quanto por deformação plástica severa, enquanto a fratura frágil é o mecanismo para a formação de cavacos fragmentados. Todos esses recursos de deformação são demonstrados como sendo as fontes para a geração de sinais EA. As frequências serrilhadas dos cavacos da peça de trabalho durante a usinagem de alta velocidade são quase iguais às suas correspondentes frequências dominantes de EA. Isto confirma que o procedimento de formação de cavacos serrilhados contribui significativamente para o sinal produzido de EA. A dependência dos valores da raiz quadrada média (RMS) de EA na energia de corte específica durante a usinagem de alta velocidade também foi revelada.

De acordo com Hassui (2002), o que torna a emissão acústica interessante no monitoramento da usinagem são os limites de frequência que determinam o fenômeno, que apesar de não haver um consenso da faixa trabalhada na literatura, podendo-se encontrar uma variação de 15 kHz a 1200 kHz, as frequências altas tornam o sinal insensível aos ruídos presentes nas máquinas ferramentas, tais como rolamentos, vibrações e tensão de rede.

Euzébio (2012) expõe a definição de emissão acústica como ondas de tensão elástica devido à rápida liberação de energia na deformação de um material sujeito a um esforço externo. Esses sinais podem ser detectados por um sensor piezoelétrico, que transforma deslocamento em sinais elétricos. Os sinais podem ser contínuos ou de pico, onde as de pico ocorrem devido a quebras, trincas, impactos e são identificadas pela elevação repentina na intensidade do sinal.

De acordo com Euzébio (2012) um parâmetro predominante estudado em pesquisas usando emissão acústica é o valor quadrático médio RMS (*Root Mean Square*). Também conhecido como valor eficaz, é uma medida estatística da magnitude de uma quantidade variável de sinal de emissão acústica calculada pela média aritmética do quadrado dos valores puros de emissão acústica, conforme Equação (17).

$$EA_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} EA^2(t) dt} \quad (17)$$

Em que: EA_{RMS} – valor médio quadrático de emissão acústica; Δt – tempo de integração; EA^2 – sinal puro de emissão acústica.

Sobre a geração da emissão acústica, Souza (2004) afirma que a formação do cavaco (deformação plástica de materiais dúcteis), o desgaste de flanco e o desgaste de cratera estão associados a sinais regulares contínuos de EA. O rompimento do cavaco, o lascamento, o crescimento de trincas e a quebra da ferramenta associam-se a sinais transitórios de pico de alta amplitude e curta duração. O sensoriamento dos sinais de EA se justifica pela alta sensibilidade ao material da peça, à geometria da ferramenta, aos desgastes da ferramenta e aos parâmetros de corte (p. ex.: avanço e velocidade de corte) em diferentes condições de usinagem. A principal vantagem está na supervisão de diversos fenômenos ocorridos simultaneamente durante o processo de corte, utilizando-se um único sensor.

2.12 VIBRAÇÃO

De acordo com Grzesik (2017), o sistema estrutural de usinagem que consiste na máquina–ferramenta, a ferramenta de corte e a peça de trabalho montada na fixação, tem características dinâmicas muito complicadas e, como consequência, vibrações sempre ocorrem sob condições indesejáveis de usinagem. Em todos os tipos de processos de usinagem, as três classes de vibrações mecânicas podem ser distinguidas em um sistema estrutural: vibrações livres (naturais), forçadas e auto excitadas.

De acordo com Souza (2004), as vibrações podem causar desgaste prematuro da ferramenta de corte, interferência na qualidade superficial, perda de precisão dimensional, danos em componentes da máquina operatriz, além de ruídos indesejáveis e prejudiciais ao ambiente de produção. Durante o processo de usinagem, a deformação plástica e o atrito entre o cavaco, a ferramenta de corte e a peça produzem vibrações. As oscilações da força de corte também produzem vibrações. Com o decorrer do tempo de corte e com o consequente desgaste da ferramenta, o sinal de vibração apresenta alterações de frequência e intensidade. Assim, a vibração (movimento ondulatório que se propaga através dos materiais sólidos) indica um fenômeno que varia com o tempo. As vibrações podem ser quantificadas em termos de movimento ondulatório (deslocamento, velocidade, aceleração); forma da onda (senoidal, randômica, de impulso); valor instantâneo; valor de pico (ou pico–a–pico); valor eficaz; período e frequência; etc. De acordo com Souza (2004), a oscilação senoidal pode ser expressa através da Equação (18).

$$y_t = y_0 \times \text{sen}(\omega t + \theta) \quad (18)$$

Em que: y_t – valor instantâneo do deslocamento no instante t ; y_0 – amplitude de deslocamento; ω – frequência angular; θ – fase.

De acordo com Souza (2004) as vibrações mudam seu comportamento com os desgastes da ferramenta. No caso das avarias (fraturas), um pico de sinal de vibração RMS é detectado num intervalo de tempo reduzido. Estas vibrações podem ser medidas com a utilização de transdutores piezelétricos do tipo acelerômetro (saída em volts), principalmente na aquisição de sinais com frequências entre 1 e 20 kHz. Um dos principais problemas na utilização de índices de monitoramento baseados em sinais de vibração reside no fato de que estes não variam somente com o desgaste, mas também com os parâmetros de usinagem, geometria da ferramenta.

Diniz e Hara (1999)⁵ apud Souza (2004) chegaram a algumas conclusões importantes em relação a vibração e sua relação com os parâmetros de usinagem:

- A vibração da ferramenta cresce com o aumento da velocidade de corte;
- A vibração da ferramenta tende a aumentar com o aumento da profundidade de usinagem (a_p). A influência do avanço (f) é praticamente desprezível;
- Quanto maior o raio de ponta (r_e) da ferramenta, maior a sua vibração. Isto ocorre devido ao aumento do comprimento de contato entre a aresta cortante e a peça. Além disso, a potência de corte necessária aumenta.

Segundo Bonifácio (1993) as forças de usinagem aumentam com o desgaste da ferramenta de corte, causando conseqüentemente uma maior vibração da ferramenta, porém, os parâmetros de usinagem, como a velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, etc. podem mascarar o monitoramento do desgaste por meio da vibração.

Segundo Arshinov e Alekseev (1970)⁶ apud Bonifácio (1993) a estabilidade do sistema de usinagem, em termos da vibração, pode ser melhorada pelo conhecimento da influência dos seguintes parâmetros de usinagem:

- De forma geral as vibrações diminuem com o aumento da dureza e do limite de resistência do material;
- Trabalhando em velocidades de corte baixas, um aumento da velocidade aumenta a vibração do sistema e a partir de uma determinada velocidade de corte (que depende da rigidez do sistema) as vibrações tendem a decrescer. Em operações de acabamento, o melhor acabamento é dependente de menores vibrações e isto ocorre com o aumento da velocidade de corte;
- Ferramentas com chanfros nas arestas de cortes tendem a diminuir a vibração do sistema.

2.13 PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS – METODOLOGIA DE TAGUCHI

Segundo Montgomery (2013) o projeto estatístico de experimentos refere-se ao processo de planejamento do experimento para que os dados apropriados sejam coletados e analisados por métodos estatísticos, resultando em conclusões objetivas. A abordagem

⁵ DINIZ, A. E.; HARA, C. M. Using neural network to establish the end of turning tool life based on tool vibration signals. **Revista Ciência e Tecnologia**. Universidade Metodista de Piracicaba, v.7, n.14, p.67–74, 1999.

⁶ Arshinov, V.; Alekseev, G.: Metal cutting theory and cutting tool design, **Mir Publishers Moscow** (1970).

estatística do projeto experimental é necessária quando deseja-se tirar conclusões significativas dos dados. Existem dois aspectos para qualquer problema experimental: o projeto do experimento e a análise estatística dos dados. Esses dois assuntos estão intimamente relacionados porque o método de análise depende diretamente do projeto empregado.

No método Taguchi, a matriz ortogonal pode fornecer um meio eficiente para realizar os experimentos com o menor número de tentativas. A razão S/N (*Signal Noise* – sinal ruído), de Taguchi é utilizada como a característica de escolha de qualidade. Para a otimização do processo, existem três S/N características de proporção: “menor é melhor”, “maior é melhor” e “nominal é melhor”.

A razão S/N , em que o “menor é melhor” é dada pela Equação (19).

$$S/N = -10 \times \log \frac{(\sum y^2)}{n} \quad (19)$$

Em que: S/N – razão sinal ruído; y – valor da resposta; n – número de repetições.

Pinheiro (2014) detalha os passos básicos utilizados na metodologia de Taguchi, conforme segue:

- Primeiro definem-se os fatores principais de entrada e seus níveis, com base na experiência adquirida anteriormente, através de levantamento de estudos da literatura relacionada;

- Escolhe-se uma matriz ortogonal de Taguchi apropriada para estes fatores, dentro de uma lista de matrizes disponíveis. Esses fatores são chamados também de fatores de controle e compreendem a matriz interna;

- Conforme a necessidade pode-se, ao mesmo tempo, determinar um conjunto de fatores de ruído, em conjunto com os fatores principais. Os fatores de ruído são aquelas variáveis que provocam variação funcional, ou seja, são variáveis incontroláveis e compõem a matriz externa. Com o auxílio do Quadro 7 pode ser observado um exemplo de uma combinação de matrizes ortogonais de Taguchi, onde a matriz L9 corresponde a matriz interna (com nove linhas) e a matriz L8 corresponde a matriz externa (com oito colunas).

Pinheiro (2014), sobre o Quadro 7, explica que cada uma das nove combinações da matriz interna é testada nas oito combinações da matriz externa, o que fornece uma amostra com 72 ensaios. Os valores (y_{12} , y_{13} , etc.) são as respostas das variáveis de saída para cada combinação dos níveis dos fatores da matriz interna e externa, estes valores são utilizados no

cálculo da razão sinal ruído (S/N), razão que pode ser obtida, conforme um dos três objetivos que se queria atingir (menor é melhor, nominal é melhor ou ainda maior é melhor).

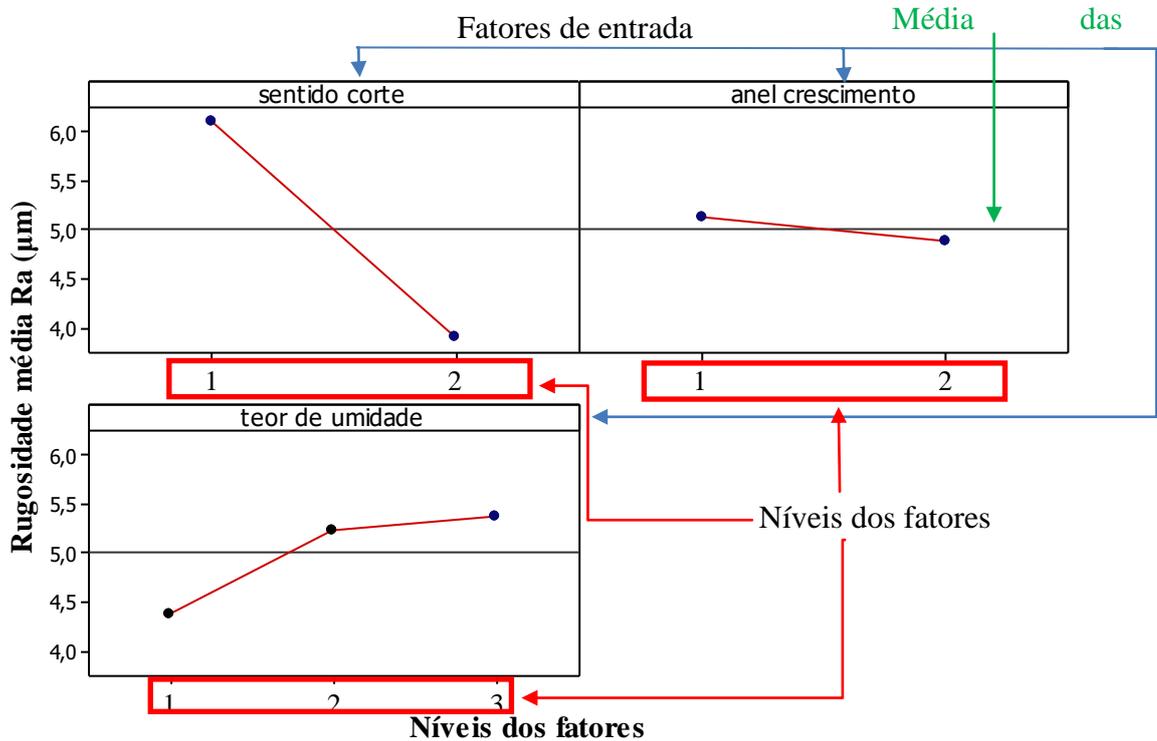
Quadro 7– Exemplo de matrizes ortogonais internas e externas para o método de Taguchi.

Experimento	Matriz interna				Matriz externa								Média	Variância
	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5									
1	1	1	1	1	Y ₁₁	Y ₁₂	Y ₁₃	Y ₁₄	Y ₁₅	Y ₁₆	Y ₁₇	Y ₁₈	\bar{Y}_1	S^2_1
2	1	2	2	2	Y ₂₁	Y ₂₂	Y ₂₃	Y ₂₄	Y ₂₅	Y ₂₆	Y ₂₇	Y ₂₈	\bar{Y}_2	S^2_2
3	1	3	3	3	Y ₃₁	Y ₃₂	Y ₃₃	Y ₃₄	Y ₃₅	Y ₃₆	Y ₃₇	Y ₃₈	\bar{Y}_3	S^2_3
4	2	1	2	3	Y ₄₁	Y ₄₂	Y ₄₃	Y ₄₄	Y ₄₅	Y ₄₆	Y ₄₇	Y ₄₈	\bar{Y}_4	S^2_4
5	2	2	3	1	Y ₅₁	Y ₅₂	Y ₅₃	Y ₅₄	Y ₅₅	Y ₅₆	Y ₅₇	Y ₅₈	\bar{Y}_5	S^2_5
6	2	3	1	2	Y ₆₁	Y ₆₂	Y ₆₃	Y ₆₄	Y ₆₅	Y ₆₆	Y ₆₇	Y ₆₈	\bar{Y}_6	S^2_6
7	3	1	3	2	Y ₇₁	Y ₇₂	Y ₇₃	Y ₇₄	Y ₇₅	Y ₇₆	Y ₇₇	Y ₇₈	\bar{Y}_7	S^2_7
8	3	2	1	3	Y ₈₁	Y ₈₂	Y ₈₃	Y ₈₄	Y ₈₅	Y ₈₆	Y ₈₇	Y ₈₈	\bar{Y}_8	S^2_8
9	3	3	2	1	Y ₉₁	Y ₉₂	Y ₉₃	Y ₉₄	Y ₉₅	Y ₉₆	Y ₉₇	Y ₉₈	\bar{Y}_9	S^2_9

Fonte: Pinheiro (2014).

O experimento é realizado, executando o conjunto completo das configurações do fator de ruído em cada combinação com a configuração dos fatores de controle (em cada rodada de experimentos). Cada coluna da matriz ortogonal (x_1, x_2, x_3 , etc.), Quadro 7, representa um fator específico com dois ou mais níveis. Cada linha representa um ensaio, os valores da célula (níveis do fator: 1, 2 e 3) indicam as configurações do fator para o ensaio. Os gráficos que auxiliam as análises dos efeitos dos fatores sobre a média e sobre a razão S/N são plotados em termos dos níveis de cada fator, os valores respostas determinados para cada nível do fator são comparados com a média das médias (linha horizontal plotada no gráfico), conforme a Figura 23.

Figura 23 – Exemplo de um gráfico para análises em relação às médias.



Fonte: Pinheiro (2014).

Sarikaya e Güllü (2014) utilizaram o método de Taguchi para planejar a combinação dos fatores e seus diferentes níveis no estudo de usinagem de aços, eles optaram por esta metodologia devido à dificuldade de determinar os efeitos dos parâmetros de processo na qualidade da superfície.

Segundo Pimenta et al. (2012) o método de planejamento experimental de Taguchi proporciona o estudo das variáveis de entrada que fazem parte de um processo e suas interações com número reduzido de experimentos originalmente planejados. Estes autores ainda comentam que para a definição dos experimentos, são utilizados vários arranjos ortogonais (matrizes experimentais), genericamente designados por L_n , onde “n” representa o número de experimentos a realizar. A razão S/N de Taguchi é uma função logarítmica utilizada para otimizar o processo ou projeto do produto, minimizando a variabilidade.

O entendimento e adequação dos fatores que influenciam o processo de usinagem, em ligas Inconel 718, e as formas de medir tais influências, necessitam de um planejamento experimental adequado, para que se possam tirar conclusões acertadas sobre o estudo realizado. Alguns autores como Pimenta et al. (2012); Vijay e Krishnaraj (2013); Sarikaya e Güllü (2014); Negrete (2013); Kıvık (2014); Shahrom, Yahya e Yusoff (2013); Maiyar et al. (2013); Yünlü, Çolak e Kurbanoglu (2014) e Selvaraj, Chandramohan e Mohanraj (2014),

optaram pelo uso da Metodologia de Taguchi como ferramenta adequada para o projeto de seus experimentos, devido a economia gerado nos experimentos e a objetividade na apresentação dos resultados.

2.14 ESTUDOS RELEVANTES EM USINAGEM DE SUPERLIGAS DE NÍQUEL

Neste tópico serão apresentados resumos de alguns estudos relevantes envolvendo: usinagem de superligas de níquel, materiais de ferramenta de corte e análises de desgaste e mecanismos de desgaste, análises de diferentes técnicas de lubrificação e métodos para análises de resultados.

Brandt (1986) estudou duas ferramentas cerâmicas (uma cerâmica pura contendo Al_2O_3 e ZrO_2 e uma cerâmica mista contendo Al_2O_3 e Ti (N, C)) na usinagem o aço SS 2541 (semelhante ao AISI 4337) tratado termicamente com uma dureza de 300 HB. As superfícies de ponta desgastadas foram examinadas usando técnicas de microscopia eletrônica de varredura. O desgaste da cratera e do flanco foi medido usando um perfilômetro. Verificou-se o desgaste da cratera e desgaste do flanco. Verificou-se que o desgaste da cratera dependia de vários processos: deformação plástica, reação química com material da peça e formação de camadas acumuladas.

Rahman, Seah e Teo (1997) analisaram a influência da geometria da ferramenta, velocidade de corte e avanço no torneamento do Inconel 718. As forças de usinagem, a rugosidade d e o desgaste do flanco foram considerados como indicadores de desempenho para a vida da ferramenta. Foram utilizados dois tipos de insertos, metal duro revestido com TiN e metal duro revestido com Al_2O_3 pelo processo CVD. Estudaram o efeito de χ_r na vida da ferramenta para três avanços (0,2; 0,3 e 0,4 mm/rev) e três velocidades de corte (30, 40 e 50 m/min), a profundidade de usinagem foi fixada em 2 mm. Para ambos insertos, a vida da ferramenta aumenta à medida que χ_r aumenta. Afirmam que a remoção de calor da aresta de corte foi melhorada quando o calor gerado durante o processo de corte é distribuído por um comprimento maior da aresta de corte. Além disso, a distribuição das forças de corte sobre uma porção maior da aresta de corte reduz o entalhe da ferramenta e melhora substancialmente a vida da ferramenta.

As diretrizes para uma correta e simples seleção das ferramentas e condições de corte adequadas, para a geração de tensões residuais compressivas favoráveis foram avaliadas nos estudos de Arunachalam, Mannan e Spowage (2004). Neste trabalho, foram estudadas, mais

especificamente, as tensões residuais e os componentes de um bom acabamento, em termos da integridade superficial na usinagem da liga endurecida de Inconel 718, usando dois tipos de ferramentas de metal duro revestidas. As condições de corte foram obtidas a partir de investigações com base no desempenho ideal da ferramenta. Foram estudados os efeitos da forma de inserção e preparação da ponta, o tipo e o raio de ponta das ferramentas em ambas as tensões residuais e acabamento de superfície. Esta investigação sugeriu que as insertos de metal duro revestido com formato redondo, a preparação de ponta chanfrada, raio de ponta negativo (0,8 mm) e refrigerante geram tensões residuais principalmente de compressão.

Altin, Nalbant e Taskesen (2007) estudaram os efeitos da velocidade de corte no desgaste da ferramenta e na vida da ferramenta ao usinar o Inconel 718 com ferramentas cerâmicas. Foi utilizado um microscópio para determinar os valores médios de desgaste do flanco (VB_B) de cada inserto. Foram utilizados insertos de cerâmica de óxido reforçada com *whisker* ($Al_2O_3 + SiC_w$) com duas geometrias diferentes (tipo quadrado e redondo) e ferramentas cerâmicas SiALON. Essas ferramentas foram testadas cortando o Inconel 718 com um avanço constante de 0,20 mm/rev, profundidade de usinagem constante de 2 mm e diferentes velocidades de corte (150, 200, 250 e 300) m/min. Para cada experimento, cortou-se material de peça de trabalho de 273 cm³ e mediu-se os valores médios de desgaste do flanco. Os pesquisadores observaram que geralmente os desgastes de flanco, de cratera, o entalhe e a deformação plástica são os tipos de desgaste observados com insertos cerâmicos. Os tipos de desgaste dominantes vistos em insertos redondos são o desgaste do flanco e entalhe enquanto o desgaste do flanco e cratera são os principais tipos de desgaste das insertos do tipo quadrado. Com base em resultados experimentais, a velocidade de corte ideal pode ser deduzida como 250 m/min e a vida da ferramenta é afetada negativamente acima dessa velocidade. Os insertos quadrados mostraram um bom desempenho em comparação com inserções de tipo redondo com baixas velocidades de corte.

Kose, Kurt e Seker (2008) estudaram os efeitos do avanço em usinagem da superliga Inconel 718, sobre as tensões de ferramentas de corte. As forças de corte foram avaliadas por uma série de medições experimentais. Os resultados obtidos mostraram que o avanço é o parâmetro mais importante que afeta as tensões de corte da ferramenta.

Kurt (2009) estudou as tensões de ferramentas de corte na usinagem de Inconel 718, investigando as variações nos parâmetros de corte (velocidade, avanço e profundidade de usinagem de corte). As forças de corte foram determinadas por uma série de medições experimentais e as distribuições de tensões sobre a ferramenta de corte foram analisadas por

meio do método dos elementos finitos utilizando o software ANSYS. Os resultados mostraram que a tensão no ponto do desgaste das ferramentas de corte, especialmente a partir de distribuições de tensões de von Mises, permite a utilização da inserto de corte de cerâmica.

Biksa, Yamamoto, K.; Dosbaeva (2010) estudaram o comportamento de ferramentas de corte com revestimentos de nano-multicamadas de (TiAl)N/MexN, adicionadas em PVD durante a usinagem de ligas aeroespaciais. Aplicação de nano-multicamadas de revestimentos de (TiAl)N/MexN em PVD (onde Mex é um metal de transição), para ferramentas de metal duro, resultou em uma melhora significativa da vida da ferramenta em condições de corte de ligas, como a baseada em Ni (Inconel 718). Foram determinadas a micro dureza e o coeficiente de atrito dos revestimentos durante esta experiência, além das investigações sobre a vida da ferramenta revestida, comportamento do desgaste, a formação de cavaco e microestrutura abaixo da superfície para ferramentas de corte com revestimento PVD nano-multicamadas. A morfologia de ferramentas gastas foi estudada usando a microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Aruna, Dhanalakshmi e Mohan (2010) realizaram uma análise do desgaste de ferramentas de corte de cerâmica em torneamento de acabamento do Inconel 718. Foram utilizados insertos de cerâmica à base de alumina (de forma triangular) no torneamento. Foram utilizadas velocidade de corte (m/min) de 100, 150 e 200, avanços (mm/rev) de 0,10; 0,15 e 0,20 com uma profundidade de usinagem constante de 0,5 mm. A rugosidade foi medida em termos da rugosidade (R_a) em vários intervalos. Os modos de desgaste e falha da ferramenta foram analisados usando o software de análise de imagens e o microscópio eletrônico de varredura. O planejamento e análise dos resultados foram realizados utilizando o método de Taguchi. Em seus resultados observaram que a condição de 100 m/min, 0,1 mm/rev, 0,5 mm forneceu um R_a inferior a $0,4 \mu\text{m}$. Os principais mecanismos de desgaste das ferramentas cerâmicas foram a abrasão, aderência, difusão, deformação plástica e fratura. Os fatores mais importantes que influenciam o desgaste da cratera são a temperatura na interface ferramenta-cavaco e a afinidade química entre a ferramenta e os materiais da peça. Além disso, os fatores que influenciam o desgaste do flanco influenciam o desgaste da cratera. Os principais mecanismos de desgaste no desgaste da cratera de ferramentas cerâmicas são a difusão, a aderência e a abrasão. O desgaste do entalhe é observado principalmente nas ferramentas cerâmicas, que possuem baixos valores de tenacidade. A falha da ferramenta ocorre a uma velocidade de 200 m/min e avanço de 0,15 mm/rev.

Devillez et al. (2011) comentam que o consumo de lubrificante é muito importante na usinagem de superligas a base de níquel resistente ao calor e de materiais de difícil corte como Inconel 718. Para reduzir os custos de produção e tornar os processos ambientalmente seguros, a tendência é partir para a usinagem com corte a seco, eliminando fluidos de corte. Segundo estes autores, isto pode ser conseguido através da utilização de ferramentas de metal duro revestido. O trabalho, em primeiro lugar analisou estudos posteriores sobre a integridade da superfície e tensões residuais, especialmente na usinagem de superliga Inconel 718. Concentrou-se, em seguida, sobre o efeito da usinagem na integridade superficial. Rodadas de testes com lubrificação abundante e a seco foram realizadas em várias velocidades de corte, nas condições de semi-acabamento (0,5 mm de profundidade de usinagem e avanço 0,10 mm/rev) e usando uma ferramenta de metal duro revestido. Foram medidas as forças de corte para cada teste, observando e medindo a qualidade da superfície usinada, e os perfis de tensões residuais. Uma velocidade de corte ideal de 60 m/min foi determinada, e as medições e observações adicionais foram realizadas. Foram analisados o incremento da microdureza e a alteração microestrutura abaixo da superfície usinada. Em seus resultados, os autores conseguiram demonstrar que a usinagem a seco, com uma ferramenta de metal duro revestido, resulta em qualidade de superfície aceitável, com tensões residuais e valores de dureza da zona afetada pela usinagem, de mesma ordem que aqueles obtidos em condições de corte com lubrificação abundante, utilizando velocidade de corte otimizada; além disso, não houve alteração significativa da microestrutura.

Ibrahim et al. (2011) estudaram o desempenho de ferramentas de metal duro com revestimento com (TiAl)N pelo processo PVD, na usinagem a seco do Inconel 718. Através do método de Taguchi estudaram os parâmetros velocidade de corte (60, 70 e 80 m/min), avanço (0,2; 0,25 e 0,3 mm/rev) e profundidade de usinagem (0,3; 0,4 e 0,5 mm). O processo de torneamento foi finalizado quando o desgaste de flanco (VB_B) atingiu 0,3 mm. Os resultados mostraram que a profundidade de usinagem teve uma influência significativa na vida da ferramenta. Velocidade de corte de 60 m/min, avanço de 0,2 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,3 mm são os parâmetros ideais. O desgaste do flanco, desgaste da cratera e desgaste do entalhe são os tipos de desgaste na ferramenta de metal duro. Eles argumentam que a usinagem em corte de profundidade maior pode causar um grande contato entre a ferramenta de corte e o material da peça de trabalho, aumentando a força de corte, que influencia a progressão do desgaste. Concluíram que a profundidade de usinagem influencia significativamente o valor da vida da ferramenta, os fatores avanço e velocidade de corte

apresentaram uma menor contribuição. Afirmam ainda que a profundidade do corte é o fator que mais influencia a vida útil da ferramenta em usinagem a seco.

Dong et al. (2011) estudando o processo de usinagem da liga à base de níquel, comentaram que o material apresentou cavacos serrilhados. Estes pesquisadores chegaram a algumas teorias em relação ao estudo do processo de deformação na usinagem do Inconel 718, após a observação de amostras metalográficas de raiz de cavaco e sua micromorfologia. Para velocidades de corte inferiores a 40 m/min, o cavaco gerado apresenta a forma de fita. Quando a velocidade de corte é maior do que 40 m/min, o cavaco apresenta forma serrilhada.

Ulutun e Ozel (2011) notaram que ao se usar as superligas de níquel, estas estavam propensas a formar uma camada endurecida em resposta às deformações induzidas pela usinagem na subsuperfície devido à tendência de encruamento das ligas de níquel sob carga excessiva, criando assim uma camada superficial altamente endurecida, dificultando cortes sequenciais.

Fan et al. (2013) realizaram um estudo da qualidade da superfície na usinagem da liga de níquel Inconel 718. Os pesquisadores utilizaram ferramentas de metal duro revestido com TiAlN pelo processo PVD. Estes pesquisadores afirmaram que na usinagem do Inconel 718, a velocidade de corte é o principal parâmetro que afeta a vida da ferramenta e a qualidade da superfície, com isto, os experimentos foram realizados com diferentes velocidades de corte (25, 35 e 45 m/min), o avanço e a profundidade de usinagem foram constantes ($a_p = 1$ mm, $f = 0,12$ mm/rev). Os melhores resultados de rugosidade ($R_a = 0,5$ μ m) foram obtidos na velocidade de corte de 35 m/min

Umbrello (2013) realizou uma investigação da integridade da superfície na usinagem a seco do Inconel 718. O autor utilizou uma ferramenta de metal duro. O avanço (0,050; 0,075 e 0,100 mm/rev) e a velocidade de corte (50, 60 e 70 m/min) foram avaliados. Os resultados apresentados, em termos de rugosidade, foram sempre inferiores a 0,3 μ m, com o melhor resultado entorno de 0,16 μ m para a combinação 0,050 mm/rev e 70 m/min

Cantero et al. (2013) realizaram uma análise dos padrões de desgaste das ferramentas no torneamento de acabamento do Inconel 718, tanto no corte com lubrificação/refrigeração abundante quanto no seco foram utilizadas três insertos de corte positivas. Dois substratos de metal duro diferentes foram testados enquanto o mesmo revestimento multicamadas (camada interna TiAlN e camada externa TiN) foi usado em ambas. Tanto para o torneamento de acabamento seco e lubrificado foram utilizados os seguintes parâmetros de corte: profundidade de usinagem 0,5 mm, avanço 0,1 mm/rev, velocidade de corte 50 e 70 m/min

Também foram analisadas diferentes configurações material/geometria da inserto, bem como o ângulo de posição χ_r . Forças de corte e profundidade real de corte foram medidas em cada teste. Os testes de torneamento foram sistematicamente interrompidos para analisar a evolução do desgaste. Os valores da vida da ferramenta foram mais baixos para condições secas, mas ainda são razoáveis, enquanto a rugosidade aumenta ligeiramente. Foram observados diferentes mecanismos de desgaste, o desgaste de entalhe foi significativo devido ao alto encruamento superficial da liga de níquel. Forte influência do ângulo da aresta de corte lateral χ_r na evolução do desgaste foi observada a partir da análise experimental: aumentando χ_r diminui a agressividade de corte para a ferramenta. Para a ferramenta com substrato TS2000 e $\chi_r = 0$, foi observado um nível significativo de aresta postiça de corte, lascamento e desgaste em todos os testes. O desgaste do flanco causou a finalização da vida da ferramenta a uma velocidade de corte de 50 m/min em condições secas para o tempo de corte de 9 min. Na velocidade igual a 70 m/min, ocorreu a quebra da ferramenta em 2 min e não permitiu que o desgaste do flanco evoluísse.

Zhuang et al. (2014) realizaram um estudo para criar um modelo de previsão de desgaste de entalhe em torneamento de Inconel 718 com ferramentas cerâmicas considerando a influência da camada endurecida de trabalho. Eles utilizaram ferramentas de corte redondas com diâmetro nominal de 12,7 mm e espessura de 4,76 mm. O tipo de ferramenta de corte utilizada foi a cerâmica SiAlON em usinagem a seco. A velocidade de corte e avanço foram fixadas em 200 m/min e 0,15 mm/rev a profundidade de usinagem variou em 1; 1,5 e 2 mm. Consideraram que o aumento acentuado da temperatura causando principalmente a deformação plástica excessiva, bem como a fricção na usinagem de superligas à base de níquel é considerada a chave para o desgaste rápido da ferramenta, especialmente o desgaste do entalhe, que é o tipo predominante de mecanismo de falha para a usinagem com ferramentas de corte cerâmicas. Concluíram que o encruamento da camada superficial, gerada pelo processo de corte anterior, tem um efeito importante na próxima operação de corte. Observaram também que o desgaste mais severo da ferramenta (desgaste do entalhe) ocorre na área de corte da profundidade de usinagem onde a camada de endurecimento está localizada e os principais modos de falha das ferramentas de corte cerâmicas durante a usinagem do Inconel 718 são o desgaste do entalhe e o desgaste do flanco.

Amini, Fatemi e Atefi (2014) avaliaram os efeitos da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem na rugosidade e força de corte tangencial no torneamento a seco do Inconel 718 utilizando ferramentas de corte de cerâmica e metal duro. O planejamento

utilizado foi o planejamento fatorial completo. As ferramentas utilizadas foram: cerâmica mista à base de alumina ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$) e uma ferramenta de metal duro revestido com TiAlN pelo processo PVD. O material da peça de trabalho era uma barra de Inconel 718 de 72 mm de diâmetro com 400 mm de comprimento. Para a ferramenta cerâmica foram estudados os parâmetros: velocidades de corte (150, 200, 250 e 300) m/min, avanço (0,11; 0,16 e 0,2) mm/rev e profundidade de usinagem (0,4; 0,6 e 0,8) mm. Para a ferramenta de metal duro foram estudados os parâmetros: velocidades de corte (55, 75, 95 e 115) m/min, avanço (0,05; 0,08 e 0,11) mm/rev e profundidade de usinagem (0,5; 1 e 1,5) mm. Concluíram que no torneamento utilizando ferramenta cerâmica, a velocidade de corte e o avanço em comparação com a profundidade de usinagem contribuem mais efetivamente para a rugosidade e o valor mínimo de R_a foi de 0,894 μm . A rugosidade mínima foi obtida a uma velocidade de corte de 200 m/min, avanço de 0,08 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,4 mm. Ainda para o torneamento utilizando ferramenta cerâmica, a profundidade de usinagem e o avanço em comparação com a velocidade de corte influenciam mais efetivamente na força de corte e o valor mínimo foi de 118,8 N. A força de corte mínima é obtida a uma velocidade de corte de 150 m/min, avanço de 0,05 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,4 mm. Os resultados para o torneamento com ferramenta de metal duro indicaram que a velocidade de corte e o avanço em comparação com a profundidade de usinagem influenciaram mais efetivamente na rugosidade e o valor mínimo de R_a foi de 0,892 μm . A rugosidade mínima foi obtida a uma velocidade de corte de 55 m/min, avanço de 0,11 mm/rev e profundidade de usinagem de 1 mm. Ainda para a ferramenta de metal duro, a velocidade de corte e o avanço em comparação com a profundidade de usinagem contribuíram mais efetivamente na força de corte e o valor mínimo foi de 265,94 N. A força de corte mínima foi obtida a uma velocidade de corte de 95 m/min, avanço de 0,11 mm/rev e profundidade de usinagem 0,5 mm. Foi possível concluir que a força e a rugosidade média nas ferramentas cerâmicas são menores do que nas ferramentas de metal duro.

Yünlü, Çolak e Kurbanoglu (2014) utilizaram em seus estudos a metodologia de Taguchi para analisar a as tensões residuais, radial e circunferencial, no Inconel 718 em usinagem por torneamento. O processo foi realizado, em três condições de lubrificação/refrigeração com fluido refrigerante a alta pressão e com ferramenta de corte de metal duro revestido com $(\text{TiAl})\text{N} + (\text{TiN})$. As tensões residuais foram medidas usando uma técnica de difração de raios-X a 150 micrometros de profundidade em relação a superfície. Os parâmetros de processo selecionados para o estudo foram a velocidade de corte (50, 70 e 90

m/min), avanço (0,10; 0,15 e 0,20 mm/rev) e as pressões de arrefecimento a jato (0,6, 15 e 30 MPa) com uma profundidade de usinagem constante de 2 mm. As menores tensões residuais, radial e circunferencial, foram obtidas com os parâmetros de (50 m/min, 0,6 MPa, 0,10 mm/rev) e (90 m/min, 0,6 MPa e 0,15 mm/rev), respectivamente. Para a tensão residual média ao longo da subsuperfície para direção radial, o avanço tem o impacto mais significativo, seguido pela velocidade de corte e finalmente resfriamento. Verificaram que a combinação ótima simultânea para os menores níveis de tensão residual (radial e circunferencial), foi com um avanço de 0,20 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min e pressão de arrefecimento de 30 MPa.

Kaynak (2014) fez uma avaliação de desempenho de usinagem criogênica de Inconel 718 e comparação com usinagem seca e MQF. Foram utilizados insertos de metal duro 890 sem revestimento (código CNMG120408–MF1). Os experimentos de usinagem foram conduzidos com fixação do avanço em 0,075 mm/rev, velocidade de corte em 60 e 120 m/min, e profundidade de usinagem em 0,8 mm, sob condições de resfriamento seco, MQF e criogênico. Para as experiências de MQF, utilizou-se uma vazão de 60 ml/h e aproximadamente a uma pressão de ar de 0,4 MPa. Levantaram dados experimentais sobre componentes de força, parâmetros progressivos de desgaste de ferramentas, tais como desgaste do flanco, desgaste do entalhe, desgaste da cratera, temperatura de corte, morfologia de cavacos e rugosidade superficial/topografia de amostras trabalhadas. Recomenda-se o uso de usinagem MQF com menor velocidade de corte para melhorar o desempenho da usinagem desta liga. O resfriamento criogênico e o MQF em geral demonstraram contribuição na melhora do desempenho se usados com parâmetros de corte adequados. O MQF reduziu significativamente todos os três componentes de força em comparação com seco e criogênico em baixa velocidade. Notou-se também que os parâmetros de corte e condições de refrigeração/lubrificação não melhorou a quebra de cavacos, enquanto que a velocidade de corte aumentou profundamente o diâmetro de cavacos helicoidais. As medições de superfície usinadas demonstram que tanto o MQF como o resfriamento criogênico produzem melhor qualidade de superfície em comparação com a usinagem a seco. A rugosidade média (R_a) encontrada para a refrigeração/lubrificação com MQF, na velocidade de 60 m/min foi de 0,318 μm .

Behera et al. (2014) analisaram os efeitos nas forças e rugosidade durante o torneamento da superliga Inconel 718 utilizando o método de MQF em comparação com corte a seco e abundante, eles utilizaram insertos de metal duro recobertas com (TiAl)N da marca

Kennametal (PCLN2020). A vazão de MQF aplicada foi de 250 ml/h com cinco velocidades de corte (40, 60, 80, 100 e 120 m/min), cinco avanços diferentes (0,04; 0,08; 0,12; 0,16 e 0,20 mm/rev) e com a profundidade de usinagem fixa em 0,5 mm. Eles observaram que o método MQF obteve menores rugosidades em relação a seco e abundante, observaram também que com o aumento da velocidade de corte ocorreu uma diminuição da rugosidade R_a , entretanto, esta diminuição foi menos acentuada para o método MQF. Em relação ao avanço, eles observaram que com o aumento do avanço ocorreu um aumento da rugosidade R_a , entretanto, novamente o método MQF, obteve menores valores de rugosidade e este aumento de rugosidade, com o aumento do avanço, foi menos acentuado em relação a usinagem a seco e abundante. O menor valor de rugosidade ($R_a = 0,43 \mu\text{m}$) foi obtido com o método MQF, velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,04 mm/rev

Pušavec, Deshpande e Yang (2014) realizaram um estudo de desempenho de modelos preditivo sobre a usinagem sustentável de liga de níquel Inconel 718. Os pesquisadores utilizaram ferramentas de metal duro ISO 890 ISO CNMG-12-04-04 (Seco tools), sem revestimento, com uma borda de corte MF1 especial e uma geometria de quebra de cavaco. Para a lubrificação de quantidade mínima, o sistema UNIST (MQF) foi utilizado a uma taxa de fluxo de lubrificante de 60 ml/h e sob uma pressão de ar de 0,5 MPa. Foram analisadas quatro condições em termos de lubrificação: usinagem a seco, MQF, criogênica e MQF+criogênica. As variações dos parâmetros de usinagem utilizadas foram: velocidade de corte (30, 60, 90 e 120 m/min), avanço (0,05, 0,12, 0,18 e 0,25 mm/rev) e profundidade de usinagem (0,20, 0,63, 1,07 e 1,50 mm). O comprimento de corte para cada experimento foi mantido constante a 20 mm. Os autores constataram não existir diferenças relevantes entre os métodos de lubrificação, apesar de uma tendência de melhores resultados para o método de lubrificação MQF+criogênica. Em termos da rugosidade R_a , os melhores resultados com a lubrificação MQF ficaram entorno de 0,4 μm , isto para profundidade de usinagem entre 0,5 e 0,6 mm, avanço de 0,05 mm/rev e velocidade de corte de 30 m/min

Marques, Narala e Machado (2015) fizeram uma avaliação do desempenho da lubrificação pelo método da mínima quantidade de lubrificante sólido (MSQL) durante o torneamento do Inconel 718. Os pesquisadores utilizaram insertos e metal duro revestidas com revestimentos PVD TiAlN/(AlCr)₂O₃/TiAlN com designação ISO SNMG120408-SM classe S1115. Durante os experimentos, a velocidade de corte, avanço e a profundidade de usinagem foram mantidos constantes a 100 m/min, 0,15 mm/rev e 1,5 mm, respectivamente. Foram planejados dois conjuntos de testes, o primeiro investigou o comportamento dos

componentes da rugosidade superficial, da microdureza e da usinagem e o segundo para a determinação da vida da ferramenta. No primeiro conjunto de testes, uma nova aresta foi utilizada em cada condição. No segundo conjunto de testes, as mesmas ferramentas que foram usadas no primeiro conjunto foram usadas para continuar os testes de vida da ferramenta. Dois diferentes lubrificantes sólidos, grafite e bissulfeto de molibdênio foram misturados com um fluido de corte e aplicados na região de corte pela técnica MQSL desenvolvida. Foram testadas duas taxas de fluxo da mistura, 40 e 250 ml/h. Como base de comparação, o resfriamento pela técnica de jorro abundante também foi testado. Neste caso, o óleo solúvel à base de vegetais Vasco 1000 fabricado pela *Blaser*, em uma concentração de 8% e uma vazão de 4,5 l/min foi usado sem misturar lubrificante sólido. Foram testadas as seguintes condições: 1) Usinagem auxiliar MQF sem mistura com nenhum lubrificante sólido a taxas de fluxo de 40 e 250 ml/h; 2) Usinagem auxiliar MQSL com as seguintes condições: (a) 20% de concentração de grafite misturada com óleo a taxas de fluxo de 40 e 250 ml/h; (b) 20% de dissulfeto de molibdênio a 40 e 250 ml/h misturado com óleo a taxas de fluxo de 40 e 250 ml/h. Com base nos valores médios, o estado de resfriamento por jorro abundante e MQF sem lubrificante sólido a 40 e 250 ml/h apresentaram médias do parâmetro R_a entre 1,7 e 1,9 mm. Os valores médios de R_a , ao usar grafite, foram os mais altos entre as condições de lubri-refrigeração testadas (2,21 μm para a vazão de 250 ml/h e 2,05 μm na vazão de 40 ml/h).

Zhuang et al. (2015) utilizaram tecnologias para o pré-aquecimento e refrigeração na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de corte cerâmicas com o objetivo de reduzir o desgaste da ferramenta e melhorar a integridade da superfície. Foram analisados os efeitos do corte a seco, da usinagem com pré-aquecimento de plasma e da refrigeração com nitrogênio líquido utilizando a ferramenta de corte cerâmica SiAlON, redonda com diâmetro de 12,7 mm e espessura de 4,76 mm. Foram analisadas três velocidades de corte (100, 150, e 200 m/min), o avanço e a profundidade de usinagem foram de 0,2 mm/rev e 1,5 mm respectivamente. Em seus resultados observaram que o mecanismo principal de desgaste no torneamento a seco é a abrasão. Tanto na usinagem com pré-aquecimento de plasma como a usinagem de refrigeração criogênica têm impactos positivos na rugosidade da peça e a rugosidade desejada pode ser obtida com a velocidade de corte de 150 m/min. A profundidade de endurecimento do trabalho com corte de pré-aquecimento de plasma é mais profunda do que a usinagem de refrigeração criogênica. Além disso, o processo de corte convencional leva à camada de endurecimento mais profunda, e este endurecimento pode ser a causa do desgaste do entalhe, onde é possível que exista uma espessura crítica da camada endurecida para a ocorrência de

desgaste de entalhe. O desgaste do flanco e o desgaste do entalhe são observados dentro da usinagem com pré-aquecimento de plasma e condições de corte a seco. Em contrapartida, a adesão é o mecanismo principal do desgaste do flanco no resfriamento criogênico, onde raramente se caracteriza o desgaste do entalhe.

Iturbe et al. (2016) realizaram uma análise da integridade da superfície ao usar o Inconel 718 com resfriamento convencional e criogênico. A lubrificação MQF foi aplicada através de um bico ajustável aplicando uma vazão de 65 ml/h a uma pressão de 6,5 bar. A velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem foram de 70 m/min, 0,2 mm/rev e 0,2 mm, respectivamente. Foram utilizados insertos de metal duro revestidas pelo processo CVD TiCN – Al₂O₃ – TiN. Eles observaram que a rugosidade aumenta com o desgaste do flanco e depende da refrigeração/lubrificação. A rugosidade produzida ao toronar o Inconel 718 parece depender da homogeneidade do desgaste do flanco da ferramenta. A evolução do desgaste da ferramenta na usinagem convencional é homogênea. Este desgaste homogêneo não parece alterar a geometria da ferramenta substancialmente, pois a rugosidade pode ser prevista com a relação de rugosidade geométrica teórica. A rugosidade produzida com a abordagem criogênica + MQF, por outro lado, aumenta com o desgaste do flanco da ferramenta e é muito maior em amplitude do que a previsão rugosidade geométrica teórica. Por fim, os autores concluíram que os benefícios da usinagem criogênica + MQF não são evidentes. As vidas de ferramentas alcançadas com a usinagem criogênica + MQF para operações de torneamento a longo prazo são muito menores do que as obtidas na usinagem convencional e muito abaixo dos requisitos de vida da ferramenta estabelecidos pela indústria.

Lima et al. (2017) estudaram o desgaste e a vida de três tipos ferramentas cerâmicas: SiAlON (Si₃N₄ + Al₂O₃), *whisker* (Al₂O₃ + SiC_w) e uma mistura (Al₂O₃ + TiC) em diferentes geometrias de ferramenta e velocidades de corte, ao usar o Inconel 751 usando argônio e oxigênio como atmosferas lubri-refrigerantes. As velocidades de corte selecionadas para os experimentos foram de 150 m/min e 300 m/min, enquanto a profundidade de usinagem, o avanço e o raio de ponta da ferramenta foram mantidos constantes em 2,0 mm, 0,2 mm/rev e 1,2 mm, respectivamente. As ferramentas foram analisadas por microscopia óptica e eletrônica de varredura. Os resultados indicaram que a velocidade de corte, geometria da ferramenta e atmosfera de lubrificação influenciam os tipos de desgaste e a vida da ferramenta. O desgaste do entalhe (VB_N) e o desgaste médio do flanco (VB_B) prevaleceram e dependeram das condições de corte e do material da ferramenta. Concluíram que as ferramentas SiAlON exibiram o melhor desempenho da vida, seguido da cerâmica mista e das

ferramentas reforçadas com *whisker*. A menor vida da ferramenta foi observada para as ferramentas reforçadas com *whisker* em condições secas. O desgaste do entalhe foi acelerado por uma atmosfera rica em oxigênio, particularmente a baixas velocidades de corte. O atrito e o lascamento foram os mecanismos de desgaste dominantes, a abrasão e difusão também estão presentes devido às altas temperaturas, mas são de importância secundária.

Polvorosa, Suárez, Lacalle (2017) fizeram uma comparação da usinagem de ligas de níquel Inconel 718 e Waspaloy utilizando diferentes ferramentas de cortes e pressões de refrigeração. Os ensaios de corte foram realizados a uma velocidade de corte de 30 m/min, com um avanço de 0,1 mm/rev e uma profundidade de usinagem de 2 mm. Cada teste tinha a mesma quantidade total de material removido, com um comprimento de corte espiral de 727 m, dividido em seis passes. Foram utilizados insertos de metal duro não revestido com raio de ponta de 0,4 mm. Foram realizadas caracterização do desgaste da ferramenta e da força de corte. Entre os resultados, em forma qualitativa, para todas as condições testadas, o desgaste do flanco e o desgaste do entalhe progredem a taxa constante com o aumento do número de passagens de corte (comprimento de corte em espiral), portanto, o desgaste da ferramenta é previsível ao longo de diferentes passagens de corte. A força de corte é similar para as duas ligas, mas o desgaste do flanco é menor para a usinagem do Waspaloy.

Hao et al. (2017) estudaram o mecanismo de desgaste da ferramenta cerâmica auto reforçada SiAlON na fresamento do Inconel 718, em alta velocidade. Foram utilizados insertos redondos, fornecidos pela empresa *Sandvik* (CC6060). Seu material é o cerâmico SiAlON auto reforçado (77% Si_3N_4 + 13% Al_2O_3). O método de fresamento *down milling* foi utilizado no experimento de corte. Os experimentos foram realizados a diferentes velocidades de fresamento 50, 100, 200, 250, 350, 500 m/min e sob condição de corte a seco. A força e a temperatura de corte, a morfologia do desgaste da ferramenta, a reação química e a forma existente do elemento na superfície de desgaste da ferramenta foram medidas. Os resultados obtidos através da observação da morfologia do desgaste da ferramenta e análises adicionais mostraram que, quando a velocidade de corte está entre 50 e 200 m/min, o desgaste abrasivo e o desprendimento lamelar foram a principal causa do desgaste da ferramenta. Foi observado que a variação da temperatura de corte e da força de corte, com diferentes velocidades de corte, pode-se observar que a temperatura de corte aumentou com a velocidade de corte enquanto a força de corte diminuiu com a velocidade de corte.

Xavior et al. (2017) realizaram uma avaliação do desgaste da ferramenta durante a usinagem por torneamento do Inconel 718. Os principais parâmetros de entrada dos

experimentos foram: tipo de inserto (insertos de corte de cerâmica ($\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{TiC}$), metal duro revestido com TiAlN , pelo método PVD e insertos de cBN), sempre com a mesma geometria, a velocidade de corte (60, 90 e 120 m/min), o avanço (0,08; 0,10 e 0,12 mm/rev), profundidade de usinagem (0,20; 0,40 e 0,6 mm), o tipo de lubrificação/refrigeração (a seco, MQF e jorro abundante). O desgaste do flanco nos insertos durante cada trecho usinado foram medidos e registrados usando o microscópio óptico. As observações de microscópio eletrônico de varredura (SEM) foram feitas para entender o padrão de desgaste encontrado por diferentes materiais de ferramentas. O objetivo principal do experimento foi analisar o efeito dos parâmetros de corte e condições de corte nos desgastes das ferramentas. Os experimentos foram realizados de acordo com um conjunto ortogonal de três níveis e cinco L27 de Taguchi. A análise de variância (ANOVA) foi realizada para compreender a influência percentual de todos os parâmetros de corte no desgaste do flanco. O inserto de metal duro experimentou maior desgaste do flanco a alta velocidade de corte de 120 m/min. No tipo lubrificação/refrigeração jorro abundante, observou-se um desgaste do flanco mais alto a baixa velocidade e diminuiu gradualmente com o aumento da velocidade. Para a ferramenta cerâmica, o desgaste do flanco superior é observado a baixa velocidade ($v_c = 60$ m/min) e à medida que a velocidade aumenta de 90 a 120 m/min, há uma diminuição no desgaste do flanco. Para a ferramenta cBN, a maior velocidade ($v_c = 90 - 120$ m/min), observou-se menor desgaste do flanco. Na condição de resfriamento por jorro abundante, o desgaste do flanco aumenta com o aumento da velocidade. Para condições de corte em seco e MQF, não há mudanças consideráveis no desgaste do flanco a todas as velocidades de corte. O desgaste mais alto do flanco é observado para condições de corte refrigeradas por inundação para todos os materiais da ferramenta. Os parâmetros e condições otimizados são a velocidade de corte de 90 m/min, 0,4 mm de profundidade de usinagem, avanço de 0,16 mm/rev com ferramenta de metal duro em condições de corte a seco.

Zeilmann, Fontanive e Soares (2017) estudaram os mecanismos de desgaste durante o torneamento a seco e úmido do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas. Os experimentos foram realizados na indústria, os insertos foram analisados por microscopia óptica para realizar a avaliação qualitativa e quantitativa do desgaste apresentado. Os insertos cerâmicos de SiAlON e os insertos cerâmicos de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_{\text{whisker}}$ foram analisados e comparados nas condições de usinagem a seco e lubrificação abundante. Os parâmetros de corte foram fixados em: velocidade de corte = 250 m/min, avanço = 0,2 mm/rev e profundidade de usinagem = 1,5 mm. O comportamento de desgaste foi monitorado a cada 50 mm, os pesquisadores

adotaram três formas principais de critérios de vida da ferramenta. O primeiro foi o desgaste máximo (V_{Bmax}) de 0,6 mm, o segundo foi uma falha catastrófica e o último foi de comprimento de usinagem de 600 m. Os resultados demonstraram que a melhor condição para o torneamento com sistema de lubrificação abundante foi alcançada pela ferramenta de SiALON, com uma vida de 2,06 min. Para a ferramenta $Al_2O_3 + SiC_{whisker}$, o desgaste foi bem mais acentuado, atingindo 0,6 mm de V_{Bmax} antes de 0,5 minutos. Na usinagem a seco, ocorreram altas taxas de desgaste para as duas ferramentas, o SiALON atingiu o máximo desgaste antes de 0,75 min, e o $Al_2O_3 + SiC_{whisker}$ atingiu o máximo desgaste de 1,25 min. Comparativamente, a usinagem a seco com ferramenta de $Al_2O_3 + SiC_{whisker}$ apresentou uma menor taxa de formação de entalhe do que a observada durante a usinagem úmida. O desgaste do entalhe na profundidade de usinagem foi o tipo principal observado para todas as condições testadas e foi relacionado à área endurecida. Para ambas as condições, o desgaste do entalhe foi o principal tipo observado nos experimentos e foi mais evidente durante a usinagem a seco.

Através de revisão da literatura observa-se que existem vários fatores, relacionados ao processo de usinagem, que estão sendo estudados por diferentes grupos de pesquisa, com o objetivo de entender quais são os mais relevantes. Entre os vários fatores estudados, destacam-se a utilização de diferentes composições químicas da ferramenta de corte, bem como a deposição e o arranjo destas composições dentro da ferramenta. Parâmetros de usinagem, como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem e ainda, outros fatores como o tipo e a quantidade de fluido de refrigeração utilizado durante a usinagem ou mesmo a usinagem sem fluido de corte, também tem sido avaliado. Entretanto, não foram encontrados estudos sobre o uso da ferramenta cerâmica de $Al_2O_3 + MgO$ para a usinagem do Inconel 718.

Também são utilizadas várias técnicas para medição da influência de fatores de processo na qualidade da peça usinada. Entre tais fatores destacam-se as características do cavaco gerado, tensões residuais na superfície e abaixo dela, análise do desgaste da ferramenta, análises utilizando microscopia eletrônica de varredura, além de medidas por correlações como a força, potência, vibração, emissão acústica, entre outras, geradas durante o processo de usinagem.

Notou-se que a maioria dos trabalhos que estudaram a usinagem das ligas de níquel com ferramentas cerâmica, entre elas o SiALON, as ferramentas com base de alumina (reforçada com *whisker* de carbeto de silício ou mista como a $Al_2O_3 + TiN$, utilizaram

velocidades de corte entre 150 a 300 m/min, avanços entre 0,08 e 0,30 mm/rev e profundidades de usinagem entre 0,2 e 1,5 mm. E para ferramentas de metal duro revestido utilizaram velocidades de corte entre 50 e 120 m/min, avanços entre 0,05 e 0,30 mm/rev e profundidades de usinagem entre 0,2 e 1,5 mm. Com isto, as faixas dos parâmetros de usinagem utilizados neste trabalho de doutorado, tiveram como base as faixas dos parâmetros de usinagem estudados na literatura e as faixas indicadas pelos fabricantes de ferramentas, entretanto, para a ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{MgO}$ foram utilizadas velocidades de corte maiores, afim de explorar faixas de velocidades de corte não estudadas para ferramentas semelhantes, na usinagem do Inconel 718.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os métodos, materiais, planejamento experimental, equipamentos utilizados e procedimentos dos ensaios estão descritos nos tópicos seguintes.

Os dados levantados foram organizados com o auxílio do *software Excel 2016*, exceto os de potência, vibração e emissão acústica que foram tratados pelo *software MATLAB 7.8 (R2009a)*. O planejamento e análise dos experimentos pela metodologia de Taguchi foram efetuados com o auxílio do *software Minitab 17*.

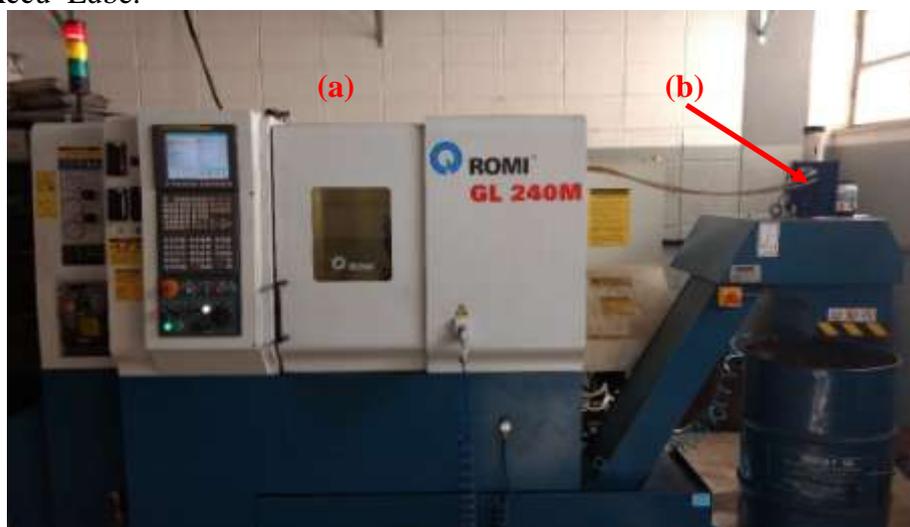
3.1 EQUIPAMENTOS UTILIZADOS

Os equipamentos utilizados pertencem ao Departamento de Materiais e Tecnologia da Faculdade de Engenharia do *campus* de Guaratinguetá, UNESP.

3.1.1 Centro de torneamento e sistema de lubrificação

Para usinagem, um centro de torneamento CNC (Romi GL240M), com 18 kW de potência, equipado com sistema de refrigeração com bomba de 5 bar e tanque com capacidade de 220 litros, foi utilizado (Figura 24 (a)). A aplicação da MQF foi realizada em dispositivo da empresa *ITW Chemical Products Ltda*, modelo *Accu-Lube* (Figura 24 (b)), contendo dois bicos de aplicação e pressão mínima de 4 kgf/cm^3 de ar comprimido.

Figura 24 – (a) Centro de Torneamento CNC (Romi GL240M); (b) Dispositivo para aplicação do MQF, Accu-Lube.

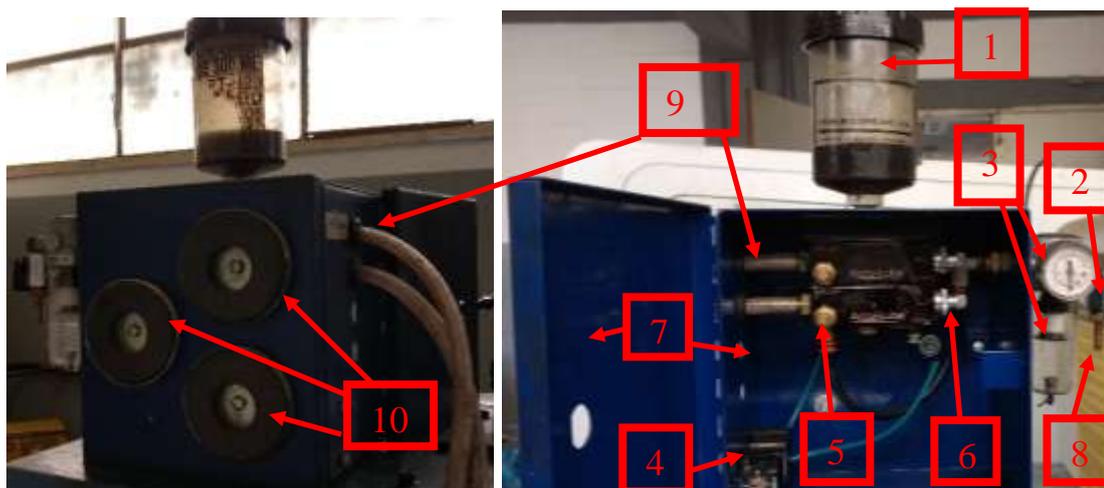


Fonte: Produção do próprio autor.

O fluido de corte utilizado de forma abundante nos ensaios foi o Vasco 1000 diluído em água em uma concentração de 15%, este fluido é a base de óleo, miscível em água e isento de cloro, tem em sua composição misturas de ésteres, alquilditiofosfato de sódio, emulsificadores e inibidores e é classificado pelo norma ABNT NBR 14725-2, como produto químico não perigoso. O método de lubrificação abundante foi aplicado utilizando o sistema de lubrificação do próprio centro de torneamento. A vazão de fluido de corte durante a realização dos ensaios foi de aproximadamente 5 litros/min.

Para aplicação do método MQF foi utilizado o equipamento Accu-lube (Figura 25) que permite regular da vazão de ar comprimido e lubrificante de maneira independente, utilizando um mecanismo pulsante de fornecimento de óleo. Conforme a recomendação do fabricante foi utilizado o lubrificante de base vegetal LB 1000 também da empresa ITW.

Figura 25 – Detalhes do dispositivo para aplicação do MQF, Accu-Lube, da empresa *ITW chemical*.

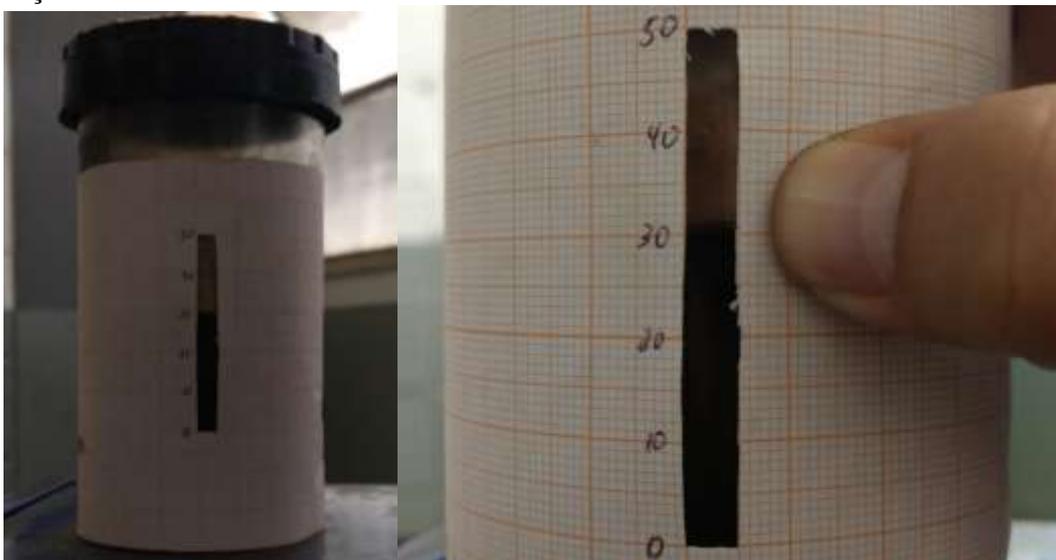


Legenda: Componentes do equipamento – 1. Reservatório 300 ml; 2. Registro de acionamento; 3. Manômetro e filtro de ar; 4. Gerador de frequência (sentido horário aumenta frequência); 5. Bomba pneumática de ajuste individual; 6. Ajuste do fluxo de lubrificante; 7. Caixa metálica; 8. Entrada de ar; 9. Saída para o bocal aplicador; 10. Bases magnéticas para fixação rápida.

Fonte: Adaptado do catálogo *ITW chemical*.

A vazão do MQF foi ajustada em aproximadamente 100 ml/h a uma pressão 4 bar. Para que fosse possível realizar a medição da vazão de óleo, foi colocado, em torno do reservatório cilíndrico transparente, do equipamento Accu-lube, um papel milimetrado com uma ranhura, resultando em uma coluna de medição (Figura 26). Para o ajuste da vazão desejada, o sistema era ligado por 5 min e media-se o consumo pela diferença na coluna de medição, e com o valor do diâmetro interno do reservatório foi possível calcular quantos mililitros foram consumidos em 5 min, extrapolando-se a vazão em mililitros por hora.

Figura 26 – Reservatório do equipamento Accu-lube com papel milimetrado formando coluna de medição.



Fonte: Produção do próprio autor.

Um bico aspersor do sistema MQF foi colocado a cerca de 30 mm da ferramenta direcionado para a superfície de saída/interface, conforme pode ser observado na Figura 27.

Figura 27 – Posicionamento do bico aspersor de MQF.

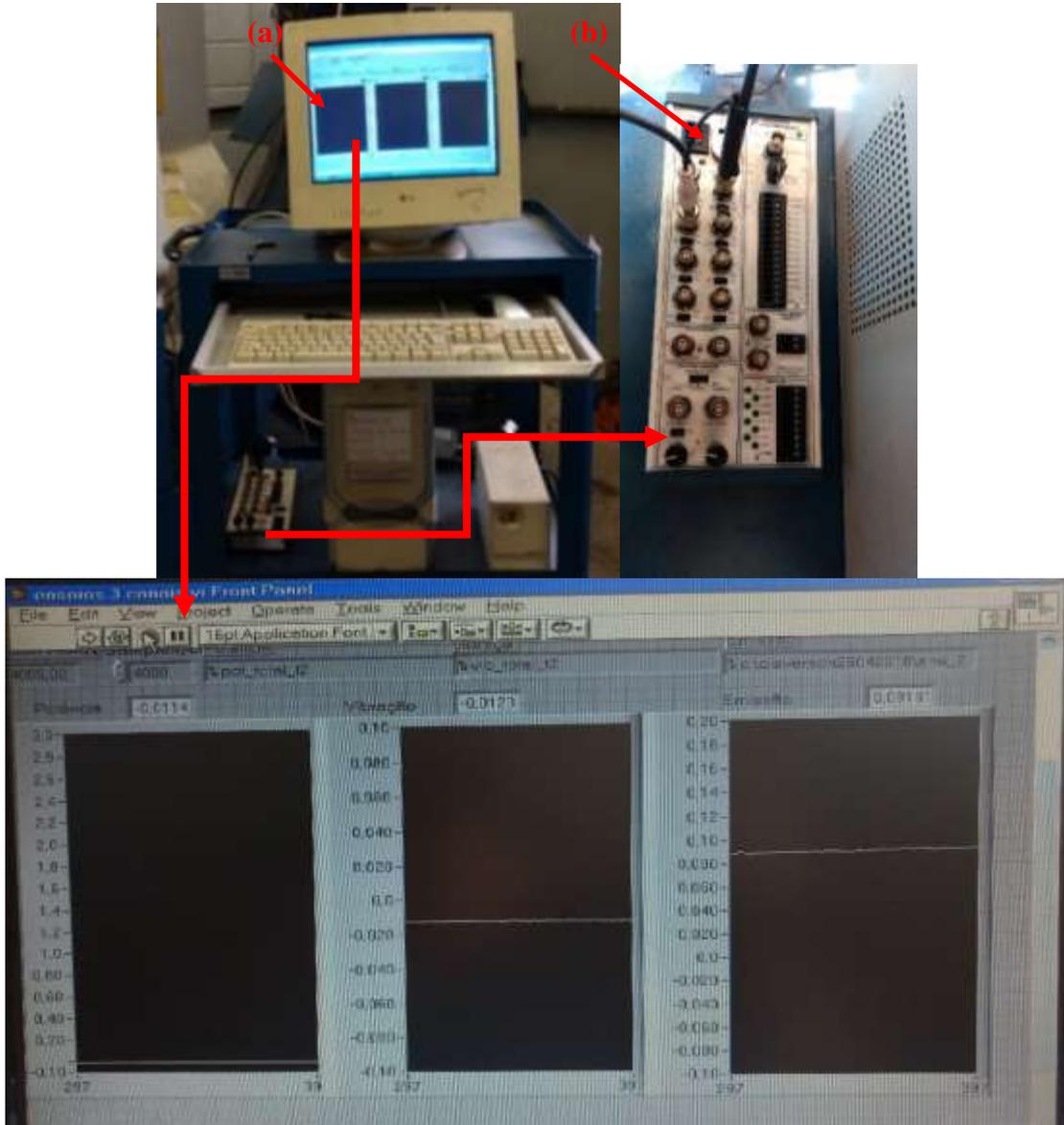


Fonte: Produção do próprio autor.

3.1.2 Sistema de aquisição de dados

O sistema de aquisição de dados é constituído por um computador equipado com uma placa de aquisição de dados e o software *Labview da National Instruments* (Figura 28 (a)), um módulo de canais que é conectado a placa de aquisição por um cabo de ligação (Figura 28 (b)). Este sistema permite a obtenção de quaisquer variáveis físicas que, mediante sensores ou transdutores apropriados, são convertidos em sinais elétricos proporcionais. Para a captação dos dados recebidos pela placa de aquisição de dados foi necessário o desenvolvimento de programas através do software *Labview da National Instruments*.

Figura 28 – Sistema de aquisição de dados: (a) computador utilizado na aquisição de dados (detalhe tela supervisorio do software *Labview*); (b) Módulo de canais com cabos de ligação com os sensores.

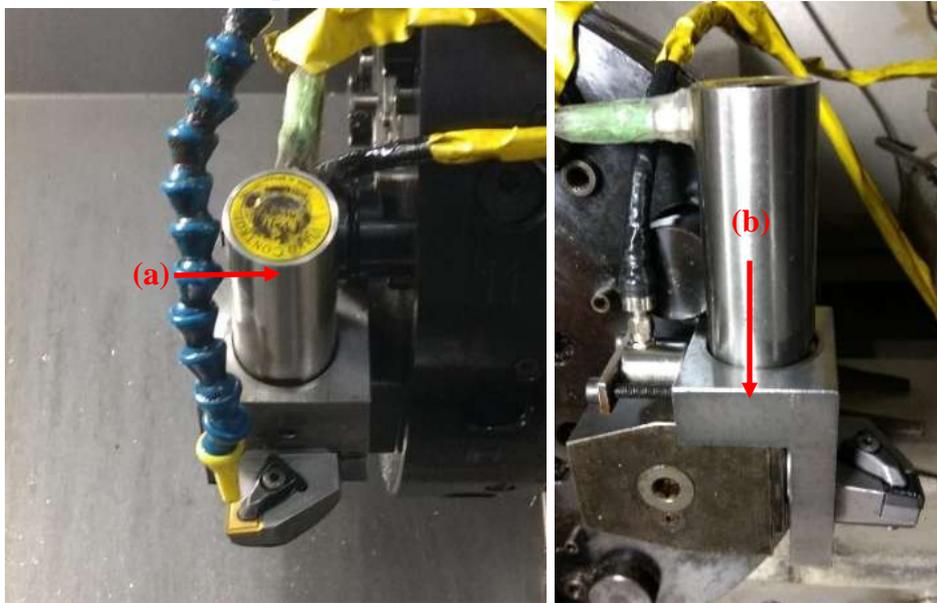


Fonte: Produção do próprio autor.

Integrados ao sistema de aquisição de dados estão os sensores de: potência, emissão acústica e vibração. Estes são alimentados por uma fonte com tensão de saída de 24Vcc e são ligados por cabos ao módulo de canais.

A vibração foi obtida através do sensor de vibração da marca *Vibro Control* modelo TV-100, posicionado em um suporte que envolve o corpo do porta-ferramentas, conforme pode ser observado na Figura 29 (a) e (b), respectivamente.

Figura 29 – (a) Sensor de vibração (*Vibro Control*, modelo TV 100), com o cabo de conexão com o módulo de canais; (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas.



Fonte: Produção do próprio autor.

Os valores obtidos em U_{cc} (volts) foram convertidos depois para valores de velocidade em mm/s conforme a Equação 20, fornecida pelo fabricante do sensor.

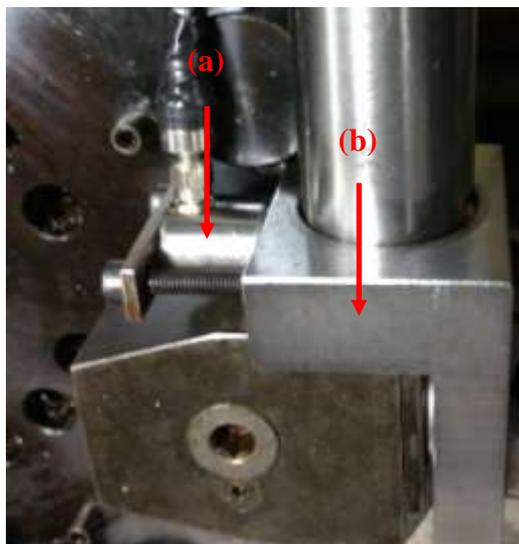
$$\text{Vibração (mm/s)} = \frac{(U_{cc} \times 25)}{8} \quad (20)$$

O sinal de emissão acústica foi obtido por um módulo de emissão acústica, composto por um sensor de emissão acústica (piezoelétrico), modelo R15A (Figura 30 (a)), e um amplificador de sinal, modelo 1272-1000 (Figura 31), com saída retificada em RMS (*Root Mean Square* com unidade dada em volts), ambos da marca *Physical Acoustics Corporation*. O sensor de emissão acústica também está posicionado no suporte que envolve o corpo do porta-ferramentas, conforme pode ser observado na (Figura 30 (b)).

A emissão acústica segue a relação apresentada na Equação (21), sendo que o seu valor é igual o sinal de tensão obtido pelo sensor.

$$\text{Emissão acústica (RMS)} = U_{cc} \quad (21)$$

Figura 30 – (a) Sensor de emissão acústica R15A; (b) suporte envolvendo o corpo do porta-ferramentas.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 31 – Amplificador de sinal 1272–1000.



Fonte: Produção do próprio autor.

O sensor utilizado na captação da corrente elétrica consumida foi o transdutor de corrente com núcleo partido, marca LEM AT100 B10, com capacidade de até 100 A de medição (Figura 32). O sensor foi posicionado na entrada do motor da máquina para captar a corrente. Ele capta o sinal de corrente e converte em um sinal de tensão para envio à placa de aquisição de dados, para posterior cálculo da potência consumida.

O fabricante do transdutor fornece a relação de corrente e tensão do transdutor dada pela Equação (22).

$$i = \frac{U_{cc} \times 100}{10} = U_{cc} \times 10 \quad (22)$$

Utilizando a Equação (16) e substituindo o valor da corrente na Equação (22), o valor da tensão de fase do motor da ferramenta (220 V) e o fator de potência do motor (0,79), obtêm-se a Equação (23) utilizada para o cálculo da potência consumida ($P_{consumida}$).

$$P_{consumida} = U_{cc} \times I \times 220 \times \sqrt{3} \times 0,79 \quad (23)$$

Figura 32 – Transdutor de corrente com núcleo partido, marca LEM AT100 B10, conectado no condutor de energia.



Fonte: Produção do próprio autor.

3.1.3 Medidas de rugosidade da peça usinada

Em relação à qualidade superficial obtida pela usinagem, as medidas de rugosidade (R_a e R_t) da peça foram obtidas com a utilização de um rugosímetro portátil da marca *Mahr* modelo *MarSurf* M300 (Figura 33 (a)) e *MarSurf* RD 18 (Figura 33 (b)) o qual era aferido e calibrado antes do início das medições.

O comprimento de amostragem (*cut-off*) era ajustado conforme o avanço utilizado no ensaio, seguindo as orientações da norma ABNT NBR ISO 4287 (2002) e norma ABNT NBR ISO 4288 (2008), conforme o Quadro 4.

Figura 33 – Rugosímetro portátil da marca *Mahr* modelo (a) *MarSurf* M300; (b) *MarSurf* RD 18.

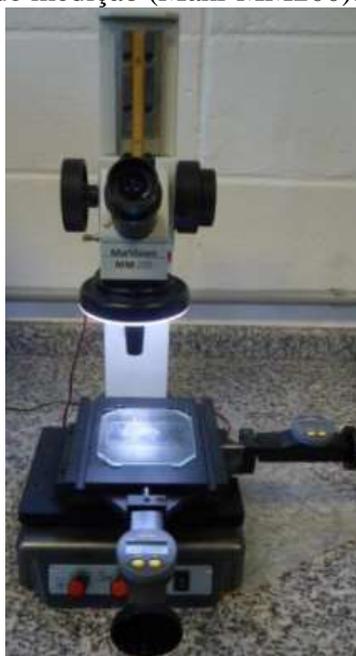


Fonte: Produção do próprio autor.

3.1.4 Imagens e medidas de desgaste dos insertos

A avaliação do desgaste dos insertos foi realizada utilizando um microscópio óptico de medição (*Mahr* MM200) (Figura 34), onde foram realizadas medições diretas do desgaste de flanco máximo ($VB_{máx.}$), desgaste de flanco médio (VB_B) e desgaste de entalhe (VB_N) e os critérios de vida conforme as recomendações da norma ABNT ISO 3685 (2016).

Figura 34 – Microscópio óptico de medição (*Mahr* MM200).



Fonte: Produção do próprio autor.

Através do uso de um microscópio modelo *Stemi 2000* da marca *Zeiss* (Figura 35), que possui um sistema de captura de imagens e *software* do equipamento que possibilita o registro do aspecto do desgaste e a realização de medidas em diversos pontos da superfície da ferramenta, foram realizadas capturas de imagens dos desgastes. Neste mesmo equipamento foram coletadas imagens dos cavacos, para identificação dos tipos dos cavacos.

Figura 35 – Microscópio modelo *Stemi 2000* da marca *Zeiss*.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para facilitar a visualização e confirmação de uma possível adesão de material da ferramenta na peça usinada e caracterizar uma possível presença de aresta postiça de corte, as mesmas foram submetidas a análises das imagens das ferramentas, realizadas pelo Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da marca *Zeiss*, modelo EVO LS15 de alta resolução (Figura 36). Para fazer microanálises semi-quantitativas da presença de diferentes materiais em determinadas regiões da ferramenta foi utilizado o sistema de microanálises EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy* – Espectroscopia de Energia Dispersiva) da marca Oxford–Instruments, modelo INCA x-act (Figura 37), acoplada ao MEV.

Figura 36 – Microscópio eletrônico de varredura da marca *Zeiss*, modelo EVO LS15.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 37 – *EDS Oxford–Instruments*, modelo INCA x-act.



Fonte: Produção do próprio autor.

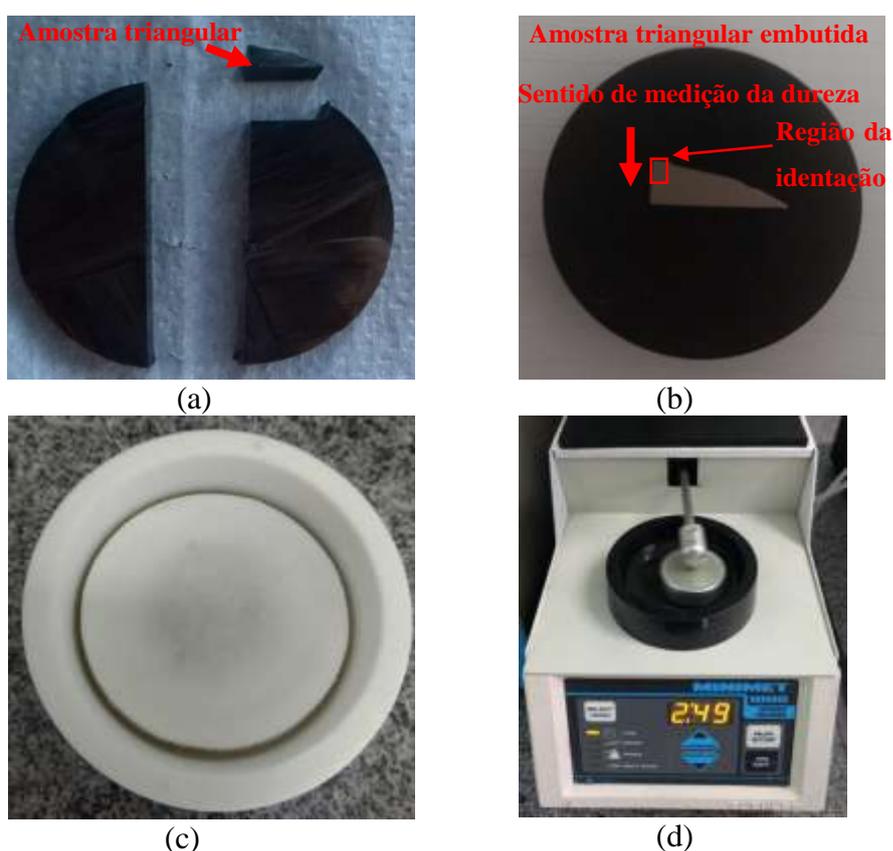
3.1.5 Dureza da peça usinada

Para medidas de dureza da peça usinada, no ensaio de vida da ferramenta cerâmica, imediatamente abaixo da superfície usinada, no sentido radial da seção transversal, foi retirada uma amostra da seção transversal da peça usinada, com uma espessura de 8 mm, utilizando um disco de corte diamantado, desta, uma amostra com formato triangular, de

forma que uma das laterais do triângulo correspondesse, exatamente, à linha do diâmetro da amostra circular, como pode ser observado na Figura 38 (a).

A amostra triangular foi embutida em baquelite (Figura 38 b) a quente e na sequência lixada com lixas de carbetto de silício com *mesh* de 320, 600, 1200, 1500 e 2000, respectivamente e polida na sequência com pasta de diamante de granulometrias de 6, 3 e 1 μm , respectivamente, finalizando seu polimento com uma solução de SiO_2 em 50 % com diâmetros médios de partículas de 0,02 μm . Todo o processo de lixamento e polimento foi realizado na politriz *Minimet 1000* (Figura 38 c, d).

Figura 38 – Detalhes da preparação da amostra para o ensaio de microdureza. (a) retirada a amostra triangular; (b) amostra triangular embutida; (c) pano de polimento no prato da politriz; (d) politriz semiautomática rotativa *Minimet 1000*.

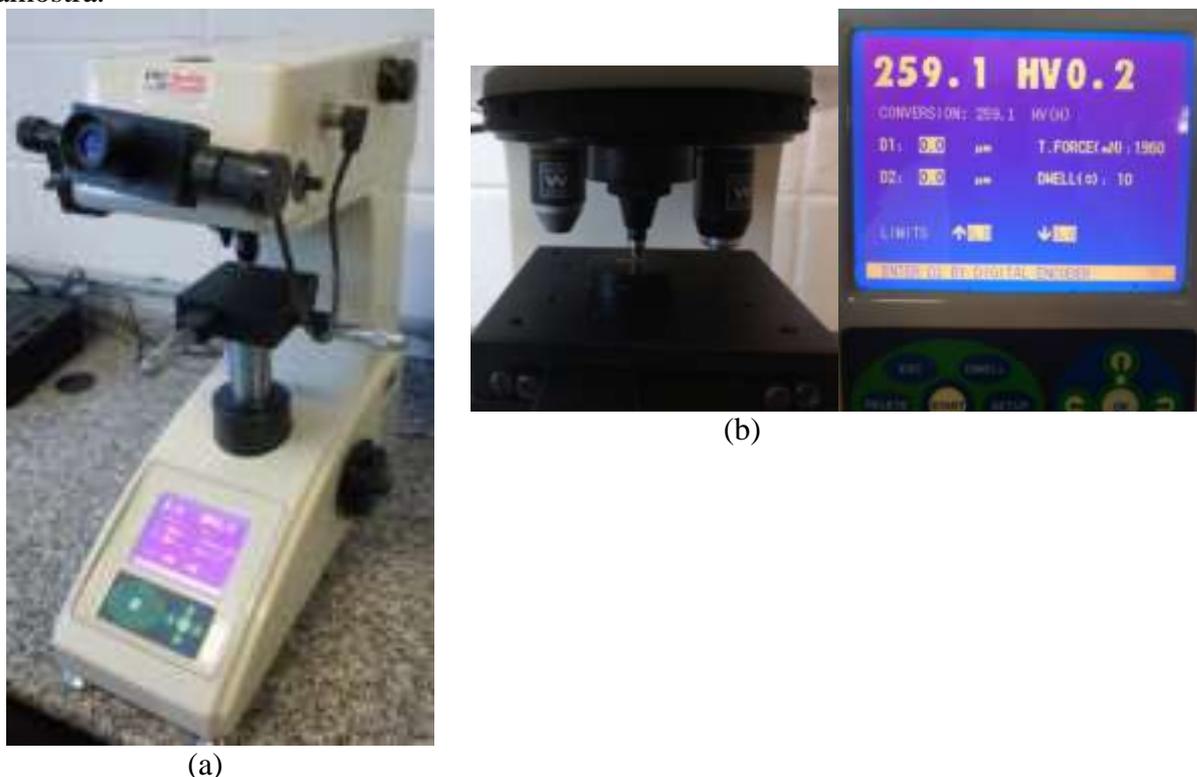


Fonte: Produção do próprio autor.

Utilizando o Microdurômetro *Wilson modelo 401 MVD* (Figura 39), 34 medidas de dureza no sentido da superfície usinada para o centro da amostra circular, acompanhando a mencionada lateral do triângulo foram realizadas (Figura 38 b). A primeira medida foi realizada a 10 μm da borda usinada e as demais medidas foram distanciadas, umas das outras, em 40 μm , portanto, a partir da superfície usinada em direção ao centro a amostra, foi

avaliada a dureza de uma camada de 1360 μm . A carga aplicada nos ensaios foi de 1960 mN e o tempo de aplicação de 10 s.

Figura 39 – (a) Microdurômetro Wilson, modelo 401 MVD; (b) medição da dureza da amostra.



(a)

(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

3.1.6 Revelação da microestrutura do material

Esta análise teve por objetivo verificar possíveis distorções e/ou encruamento na microestrutura do material, na camada mais externa, geradas pela usinagem.

A mesma amostra utilizada no ensaio de dureza foi utilizada no ensaio para revelar a microestrutura do material. Os reagentes químicos utilizados no ataque para revelar a microestrutura foram: 50 ml de HNO_3 (Ácido nítrico), 45 ml de HCl (Ácido clorídrico) e 5 ml de H_2O_2 (Água oxigenada).

As imagens da microestrutura foram realizadas no microscópio da marca *NIKON*, modelo *EPIPHOT 200* (Figura 40).

Figura 40 – Microscópio da marca *NIKON*, modelo *EPIPHOT 200*.

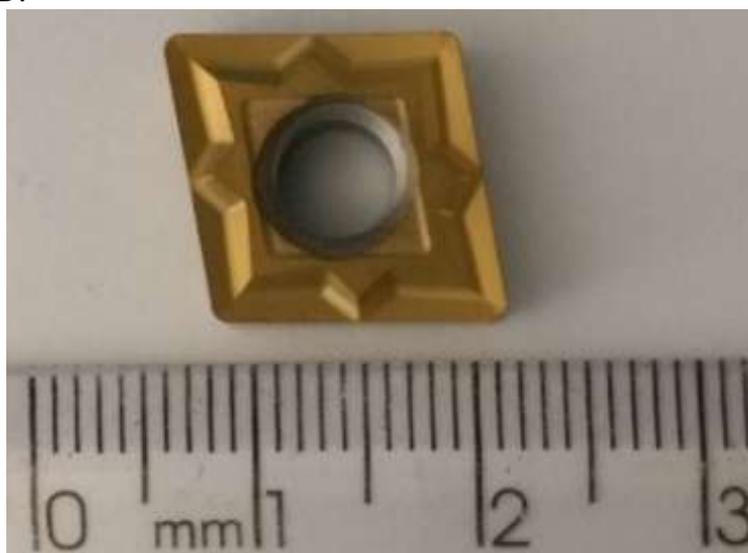


Fonte: Produção do próprio autor.

3.1.7 Porta-ferramentas e ferramentas utilizadas

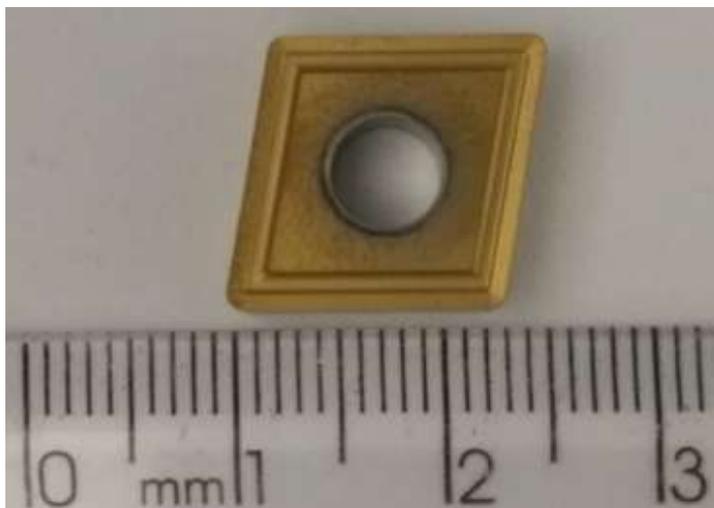
Os insertos utilizados foram de metal duro recobertos com $(TiAl)N+TiN$ pelo processo de recobrimento PVD, códigos: CNMG12408–MF1, TS2000 (Figura 41) e CNMG120408–M1, TS2500 (Figura 42).

Figura 41 – Insertos de metal duro recoberto com $(TiAl)N+TiN$ pelo processo de recobrimento PVD.



Fonte: Produção do próprio autor.

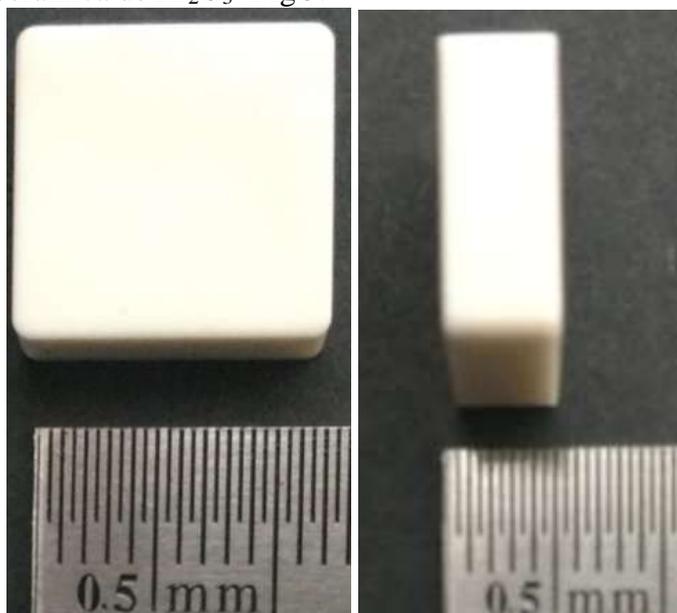
Figura 42 – Insertos de metal duro recoberto com (TiAl)N+TiN pelo processo de recobrimento PVD.



Fonte: Produção do próprio autor.

Os insertos de cerâmica (Figura 43) foram desenvolvidos em laboratório no Departamento de Materiais e Tecnologia da Faculdade de Engenharia do *campus* de Guaratinguetá, UNESP, retificados e lapidados pela empresa Mapal do Brasil na geometria final de 12,7 x 12,7 x 4,76 mm.

Figura 43 – Inseto cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{MgO}$.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para produção dos insertos de cerâmica a base de alumina foram utilizados pós de alumina α ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ da Almatís do Brasil Ltda.) e óxido de Magnésio (MgO da Magnesita do Brasil) com tamanho de partículas de 0,40 a 0,60 μm , com densidade relativa superior a

98,42±0,15 %, propriedades mecânicas de 17,01±0,12 GPa e tenacidade a fratura (K_{Ic} =6,8 MPam^{1/2}). A difratometria de raios-X apresenta fase majoritária Al₂O₃ (α), característica da alumina de alta densidade. O cálculo do ângulo de saída efetivo (γ_0 efetivo) do conjunto foi realizado conforme a Equação (24). Os dados técnicos são apresentados no Quadro 8.

$$\gamma_0 \text{ efetivo} = \gamma_0 \text{ quebra cavaco da pastilha} + \gamma_0 \text{ porta ferramenta} \quad (24)$$

Quadro 8 – Dados técnicos dos portas ferramentas e inserts utilizados.

Tipo de ferramenta utilizada	Ferramentas de metal duro revestido			Ferramenta cerâmica	
Código	C3-DCLNL-27050-12M	CNMG12408-MF1, TS2000	CNMG120408-M1, TS2500	C5-CSRNL-22-50-12	SNGN120408S02020
Componente	porta ferramenta	inserto comercial de metal duro revestido	inserto comercial de metal duro revestido	porta ferramenta	inserto experimental de cerâmica
Fabricante	Seco	Seco	Seco	Seco	DMT/Unesp /Guaratinguetá
ângulo de saída (γ_0) (°)	-6	14	10	-6	0
ângulo de inclinação (λ_s) (°)	-6	-	-	-6	0
ângulo de posição (χ_r) (°)	95	-	-	75	-
ângulo de saída efetivo (γ_0 efetivo) (°)	-	8	4	-	-6
Composição química	-	Matriz (carbeto de tungstênio); revestimento pelo processo PVD ((TiAl)N+TiN)	Matriz (carbeto de tungstênio); revestimento pelo processo PVD ((TiAl)N+TiN)	-	99,75% em peso de Al ₂ O ₃ e 0,25% em peso de MgO
Aplicação	-	acabamentos em superligas a base de níquel: $f = 0,08 - 0,30$ mm/rev; $a_p = 0,25 - 3,0$ mm; $v_c = 50 - 70$ m/min	semi-acabamento de superligas a base de níquel: $f = 0,10 - 0,30$ mm/rev; $a_p = 0,25 - 3,0$ mm; $v_c = 40 - 50$ m/min	-	A definir

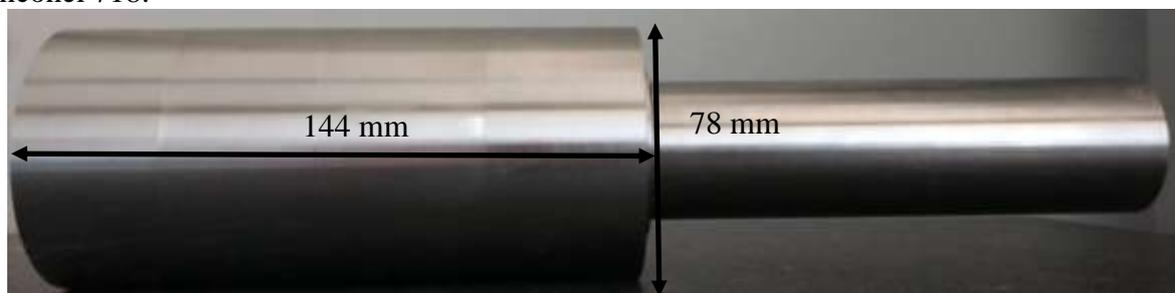
Fonte: Produção do próprio autor.

3.2 MATERIAL DA PEÇA A SER USINADA

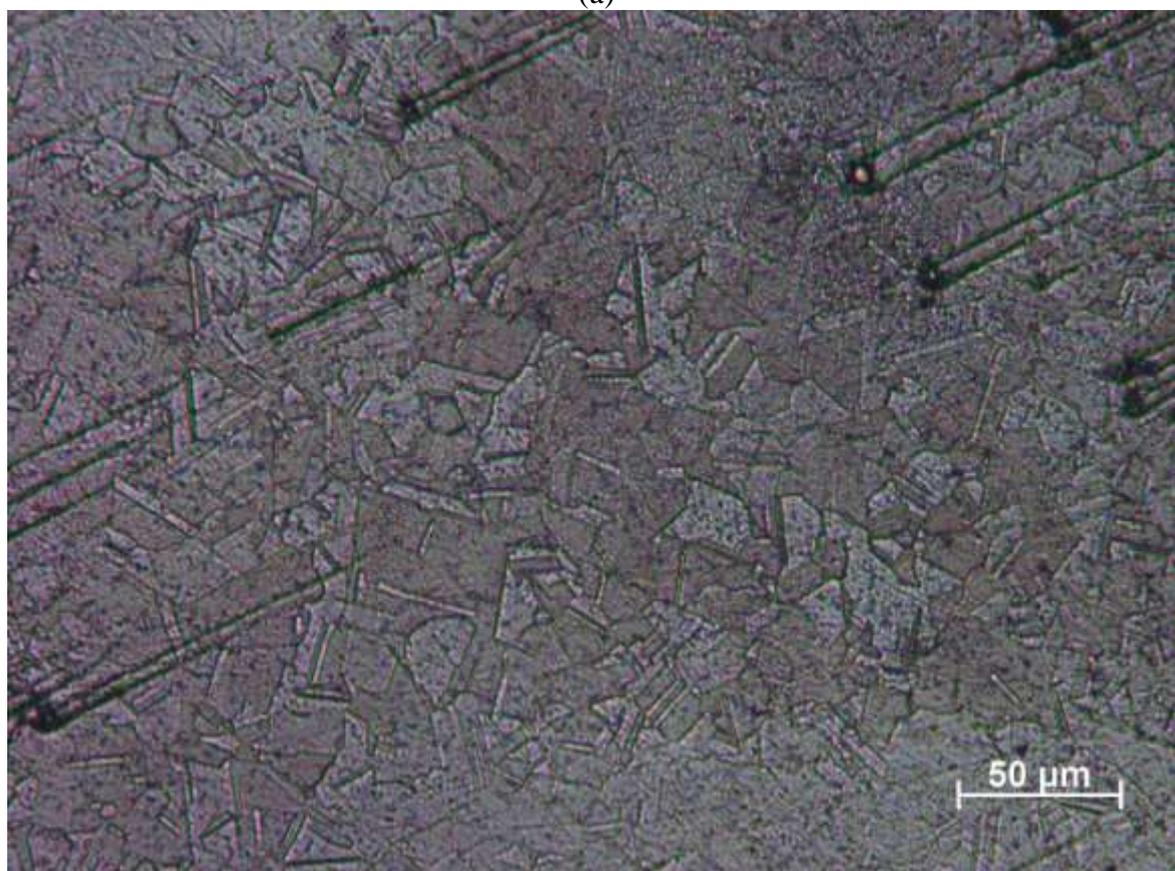
O corpo de prova utilizado, doado pela empresa *Villares Metals*, foi o Inconel 718, fornecido na condição de laminado a quente sem tratamento posterior, com dureza de $273,6 \pm 8,47$ HV. A composição química é a nominal, apresentada no Quadro 1.

Um corpo de prova cilíndrico, com dimensões iniciais da área usinada de 144 mm de comprimento e diâmetro inicial de 78 mm (Figura 44 (a)), foi utilizado. A microestrutura do Inconel 718 pode ser visualizada na Figura 44 (b).

Figura 44 – (a) Dimensões iniciais do corpo de prova Inconel 718; (b) Microestrutura do Inconel 718.



(a)



(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

3.3 PROCEDIMENTOS PARA A REALIZAÇÃO DOS EXPERIMENTOS

Os experimentos com os dois tipos de ferramenta de metal duro foram realizados em usinagem com lubrificação abundante e MQF, conforme o planejamento experimental.

Os experimentos com a ferramenta cerâmica foram realizados sem lubrificação.

3.3.1 Ferramentas de metal duro revestido

Para os experimentos com as ferramentas de metal duro revestido, o comprimento de 144 mm foi usinado em quatro trechos iguais de 36 mm, cada um destes trechos, usinado com uma das condições experimentais estabelecidas de maneira aleatória, conforme a matriz experimental (conforme o Quadro 9).

A peça foi fixada na placa de três castanhas e contra-ponta do centro de torneamento, conforme pode ser observado na Figura 45.

Figura 45 – Corpo de prova fixado na placa de três castanhas do torno (ferramenta de metal duro revestido).



Fonte: Produção do próprio autor.

Para cada trecho (36 mm), os dados de potência consumida, vibração e emissão acústica foram coletados instantaneamente pelo sistema de aquisição de dados.

Após a usinagem dos quatro trechos, eram coletadas medidas de rugosidade R_a e R_t de cada um, antes de novamente retomar os próximos ensaios. Foram realizadas três medidas de rugosidade defasadas em 120° , em cada trecho.

3.3.2 Ferramenta cerâmica

Para os experimentos com a ferramenta cerâmica, o comprimento de 144 mm foi usinado em três trechos iguais de 48 mm, cada um destes trechos era usinado com uma das condições experimentais estabelecidas de maneira aleatória, conforme a matriz experimental (Quadro 10).

A peça foi fixada na placa de três castanhas e contra-ponta do centro de torneamento, conforme pode ser observado na Figura 46.

Figura 46 – Corpo de prova preso na placa de três castanhas do torno (ferramenta cerâmica).



Fonte: Produção do próprio autor.

Para cada trecho (48 mm), os dados de potência consumida, vibração e emissão acústica foram coletados instantaneamente pelo sistema de aquisição de dados.

Após a usinagem dos três trechos, eram coletadas medidas de rugosidade R_a e R_t de cada um, antes de novamente retomar os próximos ensaios. Foram realizadas três medidas de rugosidade defasadas em 120° , em cada trecho.

3.3.3 Ensaios de confirmação e vida das ferramentas

Tanto para as ferramentas de metal duro revestido, quanto para a ferramenta cerâmica foram realizados ensaios de confirmação para as melhores condições previstas no estudo, conforme a metodologia de Taguchi, e para estas condições foram realizados ensaios de vida da ferramenta conforme os critérios estabelecidos na norma ABNT ISO 3685 (2016).

Para estes ensaios de confirmação e vida da ferramenta, também foram obtidos os dados de potência consumida, vibração e emissão acústica, coletados instantaneamente pelo sistema de aquisição de dados. Foram obtidas as medidas de rugosidade, conforme os procedimentos apresentados os itens 3.3.1 e 3.3.2.

3.4 PROJETO DE EXPERIMENTOS

Como as faixas de velocidade de corte utilizadas pelas ferramentas de metal duro e cerâmica são muito diferentes, o planejamento experimental foi projetado para os dois tipos de ferramentas utilizadas.

3.4.1 Ferramentas de metal duro revestido

Para os experimentos com ferramenta de metal duro revestido, o delineamento experimental foi organizado com base na matriz ortogonal de Taguchi L16 ($4^2 \times 2^2 =$ dois fatores com quatro níveis e dois fatores com dois níveis), em que foram ajustados os seguintes fatores de entrada: avanço (mm/rev) em quatro níveis, velocidade de corte (m/min) em quatro níveis, tipo de ferramenta em dois níveis e tipo de lubrificação em dois níveis, conforme o apresentado no Quadro 9.

Quadro 9 – Matriz ortogonal de Taguchi, L16 ($4^2 \times 2^2$), utilizada no planejamento experimental com ferramentas de metal duro revestido.

Avanço (mm/rev.)	Vel. corte (m/min.)	Tipo de ferramenta	Tipo de lubrificação
0,10	55	MF1,TS2000	Abundante
0,10	70	MF1,TS2000	MQF
0,10	85	M1,TS2500	MQF
0,10	100	M1,TS2500	Abundante
0,15	55	MF1,TS2000	MQF
0,15	70	MF1,TS2000	Abundante
0,15	85	M1,TS2500	Abundante
0,15	100	M1,TS2500	MQF
0,20	55	M1,TS2500	MQF
0,20	70	M1,TS2500	Abundante
0,20	85	MF1,TS2000	Abundante
0,20	100	MF1,TS2000	MQF
0,25	55	M1,TS2500	Abundante
0,25	70	M1,TS2500	MQF
0,25	85	MF1,TS2000	MQF
0,25	100	MF1,TS2000	Abundante

Fonte: Produção do próprio autor.

A profundidade de usinagem foi fixada em 0,50 mm. Foram realizadas trélicas de cada condição experimental. Os resultados foram analisados estatisticamente, utilizando a técnica de Análise de variância (ANOVA – *Analysis Of Variance*).

3.4.2 Ferramenta cerâmica

Para os experimentos com ferramenta cerâmica, o delineamento experimental foi organizado com base na matriz ortogonal de Taguchi L9 (3^3 = três fatores com três níveis), em que foram ajustados os seguintes fatores de entrada: avanço (mm/rev) em três níveis, velocidade de corte (m/min) em três níveis e profundidade de usinagem em três níveis, conforme o apresentado no Quadro 10. Todos os experimentos foram realizados a seco. Foram realizadas trélicas de cada condição experimental. Os resultados foram analisados estatisticamente, utilizando a técnica de Análise de variância (ANOVA – *Analysis Of Variance*).

Quadro 10 – Matriz ortogonal de Taguchi, L9 (3^3), utilizada no planejamento experimental para os experimentos com ferramenta cerâmica.

Avanço (mm/rev.)	Vel. corte (m/min.)	Profundidade (mm)
0,10	300	0,2
0,20	500	0,2
0,30	400	0,2
0,10	400	0,35
0,20	300	0,35
0,30	500	0,35
0,10	500	0,5
0,20	400	0,5
0,30	300	0,5

Fonte: Produção do próprio autor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste tópico são apresentadas as discussões dos resultados obtidos na usinagem por torneamento do Inconel 718 utilizando insertos comerciais de metal duro revestido com (TiAl)N+TiN pelo processo de recobrimento PVD e insertos experimentais de cerâmica a base de Al_2O_3+MgO .

4.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO

Na Tabela 1 são apresentados os resultados médios e desvios padrão de réplicas para as variáveis resposta, referente a planejamento experimental apresentado no Quadro 9.

Nota-se, pelos valores destacados na Tabela 1, que os melhores resultados gerais, assumindo a condição “menor é melhor” foram: $R_a = 0,468 \pm 0,016 \mu m$, $R_t = 3,234 \pm 0,333 \mu m$, potência consumida = $1904,285 \pm 29,267 W$, vibração = $3,092 \pm 0,027 mm/s$, emissão acústica = $0,111 \pm 0,019 RMS$ em V e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte = $0,851 \pm 0,212 mm \times 1000/m$. Observa-se que a maior parte dos melhores resultados, foram obtidos com velocidade de corte entre 70 e 85 m/min, lubrificação MQF, indicando, em um primeiro momento que a melhor combinação possivelmente contará com uma destas velocidades de corte e com a lubrificação/refrigeração MQF.

Tabela 1 – Resultados médios (\bar{x}) e desvios padrões (s) de tréplicas para as variáveis resposta: R_a , R_t , Potência consumida, Emissão acústica, Vibração e Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte da ferramenta de metal duro.

f (mm/rot.)	v_c (m/min.)	Tipo de ferramenta	Tipo de lubrificação	R_a (μm)		R_t (μm)		Potência consumida (W)		Vibração (mm/s)		Emissão acústica (RMS em V)		Desgaste da ferramenta (mm)		Comprimento de corte (m)		Desg. da ferr.x 1000/compr. de corte (mmx1000/m)	
				\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s
0,10	55	TS2000	Abundante	0,775	0,008	4,768	0,548	2491,688	79,118	4,047	0,816	0,121	0,005	0,108	0,039	87,462	2,354	1,225	0,419
0,10	70	TS2000	MQF	0,468	0,016	3,234	0,333	2167,857	145,351	3,614	0,612	0,123	0,004	0,086	0,015	81,430	1,131	1,051	0,171
0,10	85	TS2500	MQF	0,836	0,012	4,641	0,302	1904,285	29,267	3,512	0,284	0,124	0,011	0,067	0,017	78,414	1,306	0,851	0,212
0,10	100	TS2500	Abundante	1,437	0,035	6,526	1,586	2116,672	146,906	3,619	0,337	0,112	0,011	0,101	0,026	85,577	1,728	1,181	0,289
0,15	55	TS2000	MQF	0,959	0,003	5,598	1,826	2693,810	199,042	3,092	0,027	0,125	0,008	0,076	0,026	54,287	0,754	1,390	0,465
0,15	70	TS2000	Abundante	1,537	0,032	7,577	2,234	2986,476	254,917	4,415	0,795	0,122	0,008	0,068	0,004	58,308	1,570	1,161	0,067
0,15	85	TS2500	Abundante	1,165	0,022	5,791	1,856	2677,959	160,078	6,147	0,848	0,119	0,009	0,098	0,012	57,051	1,152	1,717	0,191
0,15	100	TS2500	MQF	1,450	0,038	7,044	2,069	2312,816	149,982	4,239	0,721	0,123	0,007	0,080	0,015	52,025	0,754	1,546	0,291
0,20	55	TS2500	MQF	1,526	0,007	7,919	0,798	3026,174	154,477	3,282	0,036	0,134	0,003	0,071	0,013	39,019	0,565	1,826	0,307
0,20	70	TS2500	Abundante	1,141	0,105	6,433	1,095	3175,430	178,834	3,702	0,151	0,121	0,009	0,062	0,018	42,788	0,864	1,452	0,438
0,20	85	TS2000	Abundante	2,245	0,019	10,312	3,400	3193,479	163,361	6,240	0,160	0,111	0,019	0,060	0,014	43,731	1,177	1,382	0,337
0,20	100	TS2000	MQF	3,057	0,300	15,519	2,408	2758,360	271,851	9,361	4,027	0,138	0,020	0,078	0,008	40,715	0,565	1,915	0,194
0,25	55	TS2500	Abundante	2,978	0,025	15,450	1,432	3633,110	224,433	3,571	0,065	0,115	0,005	0,075	0,002	34,231	0,691	2,201	0,067
0,25	70	TS2500	MQF	2,262	0,041	12,764	0,562	3280,437	42,702	4,343	0,246	0,138	0,002	0,073	0,003	31,366	0,522	2,338	0,083
0,25	85	TS2000	MQF	2,782	0,005	13,849	1,804	3052,471	224,857	5,604	0,231	0,131	0,048	0,088	0,006	32,572	0,452	2,711	0,131
0,25	100	TS2000	Abundante	3,633	0,009	15,533	3,017	3336,438	206,200	9,940	2,709	0,114	0,009	0,072	0,004	34,985	0,942	2,051	0,163

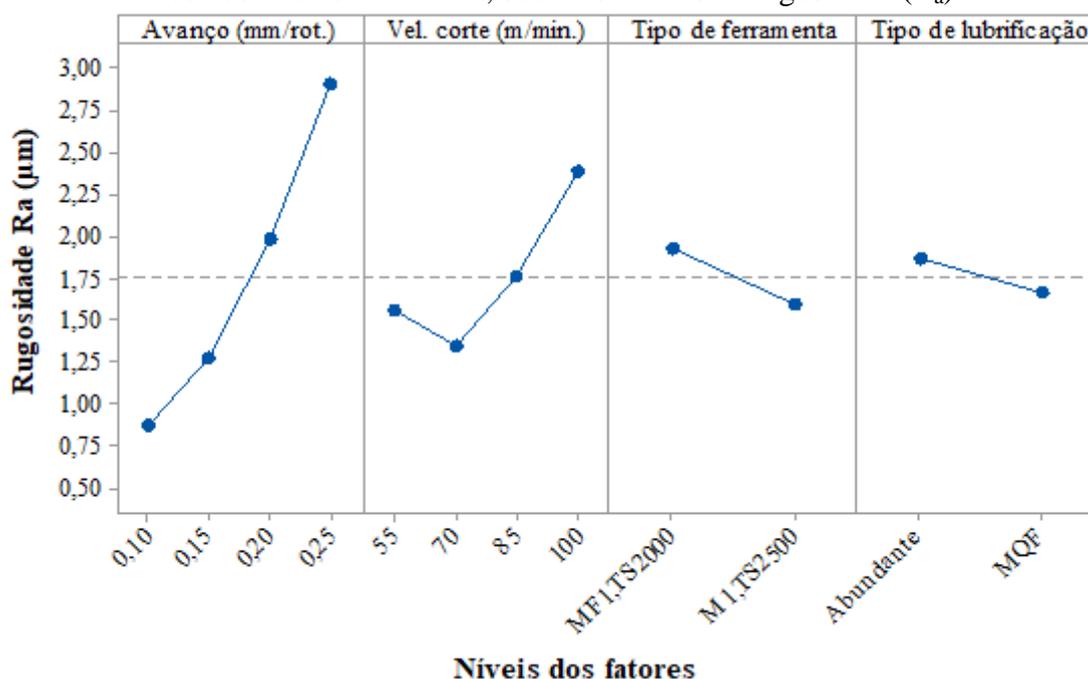
Fonte: Produção do próprio autor.

4.1.1 Parâmetros de rugosidade (rugosidade média R_a e rugosidade total R_t)

Na Figura 47, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de rugosidade, através do parâmetro de rugosidade R_a . A linha tracejada no centro do gráfico representa a média das médias para a rugosidade R_a . As variáveis de entrada estudadas ocupam, cada uma, as quatro divisões do gráfico e dentro de cada divisão, os respectivos níveis de cada variável, são apresentados. A mesma interpretação gráfica pode ser utilizada analisar as outras variáveis resposta. As tabelas de Análise de Variância (ANOVA) para cada variável resposta estão agrupadas em uma única tabela (Tabela 3), ao final do tópico 4.1.

Pela Figura 47, observa-se que a melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores de rugosidade R_a , é: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min, ferramenta M1, TS2500 e lubrificação MQF.

Figura 47 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_a).

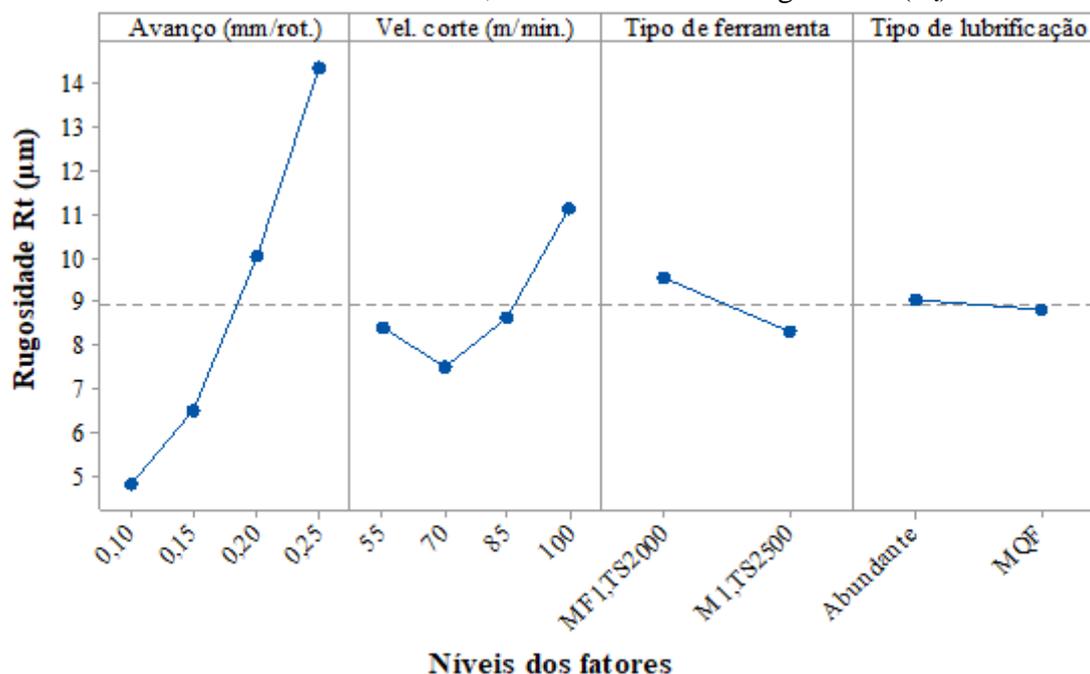


Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.

Fonte: Produção do próprio autor.

Para o parâmetro de rugosidade R_t observa-se graficamente (Figura 48) praticamente o mesmo comportamento observado para a rugosidade R_a . A melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores de rugosidade R_t são: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min, ferramenta M1, TS2500 e lubrificação MQF.

Figura 48 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_t).



Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.
 Fonte: Produção do próprio autor.

Observa-se que com o aumento dos níveis do fator “Avanço” ocorreu um aumento praticamente acentuado da rugosidade R_a . Este comportamento está de acordo com Machado et al. (2015), pois a altura dos picos e vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço, conforme pode-se observar pelas Equações (9) e (10), do subitem 2.9.2.

Para o fator “Velocidade de corte”, ocorreu também um aumento acentuado da rugosidade, porém, o nível que resultaria em menor rugosidade ocorreu para a velocidade de 70 m/min, aumentando a partir deste ponto até a velocidade de 100 m/min. Observa-se graficamente que o efeito deste fator teve um menor impacto na rugosidade em comparação com o avanço.

Em se tratando do fator “Tipo de ferramenta”, a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, obteve-se um menor valor de rugosidade que a ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000. A indicação do fabricante para a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 é de: (f) de 0,10 a 0,30 mm/ rev., (a_p) de 0,25 a 3,0 mm e (v_c) de 40 a 50 m/min. Levando em consideração que os menores valores de R_a foram obtidos quando a velocidade de corte foi de 70 m/min, percebe-se que a faixa de utilização desta ferramenta, indicada pelo fabricante,

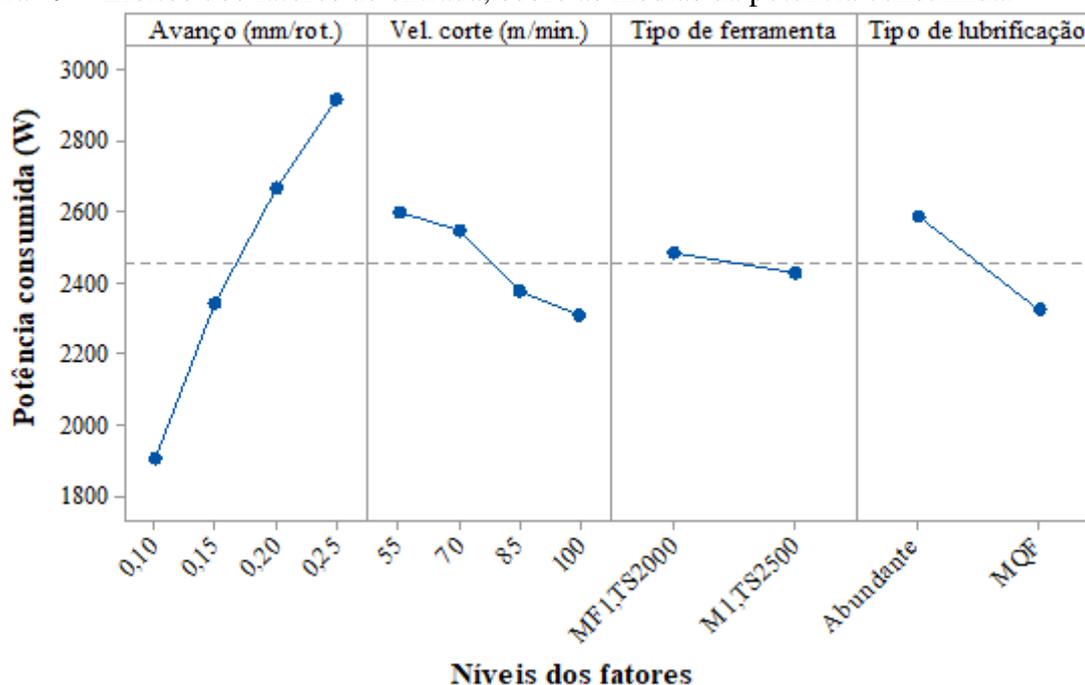
estaria subestimada, entretanto, para uma análise completa é necessário um estudo sobre o desgaste da ferramenta nesta velocidade.

Para o fator “Tipo de lubrificação”, ocorreu um comportamento semelhante ao do fator “Tipo de ferramenta”, os valores de R_a e R_t para a lubrificação pelo método MQF foi menor que a do método abundante. No caso da lubrificação/refrigeração abundante o fluido de corte pode ter agido como refrigerante aumentando a resistência ao cisalhamento do material da peça e conseqüentemente, a força de usinagem, aumentando o desgaste e prejudicando o acabamento superficial. Esta pode ser uma justificativa que explique a menor rugosidade quando usinando com MQF e, com este mesmo método de lubrificação a potência consumida foi menor e com diferenças estatisticamente significativas em relação ao método de lubrificação abundante, conforme observado na Tabela 3.

4.1.2 Potência consumida

Pela Figura 49, observa-se que a melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores de potência consumida, é: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 100 m/min, ferramenta M1, TS2500 e lubrificação MQF.

Figura 49 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias da potência consumida.



Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.

Fonte: Produção do próprio autor.

Observa-se que o aumento do avanço gerou um aumento acentuado e praticamente linear na potência consumida na usinagem. Segundo Santos e Sales (2007), com o aumento do avanço, aumenta-se as áreas dos planos de cisalhamentos primário e secundário, aumentando a força de corte e conseqüentemente a potência.

Contrariamente, aumentando os níveis do fator “Velocidade de corte” diminui quase que linearmente a potência consumida, porém o efeito deste fator é menor que o efeito do avanço. Segundo Santos e Sales (2007), na ausência da aresta postiça de corte, o aumento da velocidade ocasiona uma queda acentuada nos valores da força de corte, conseqüentemente diminuindo a potência de corte, comportamento atribuído à redução da resistência ao cisalhamento do material, devido ao aumento da temperatura nas zonas de cisalhamento primária e secundária, contudo a velocidades de corte elevadas, o efeito da redução da resistência ao cisalhamento é compensado pelo aumento da área da zona de cisalhamento secundária, que tende a elevar o valor da força de corte, resultando em uma tendência de estabilização da força de corte.

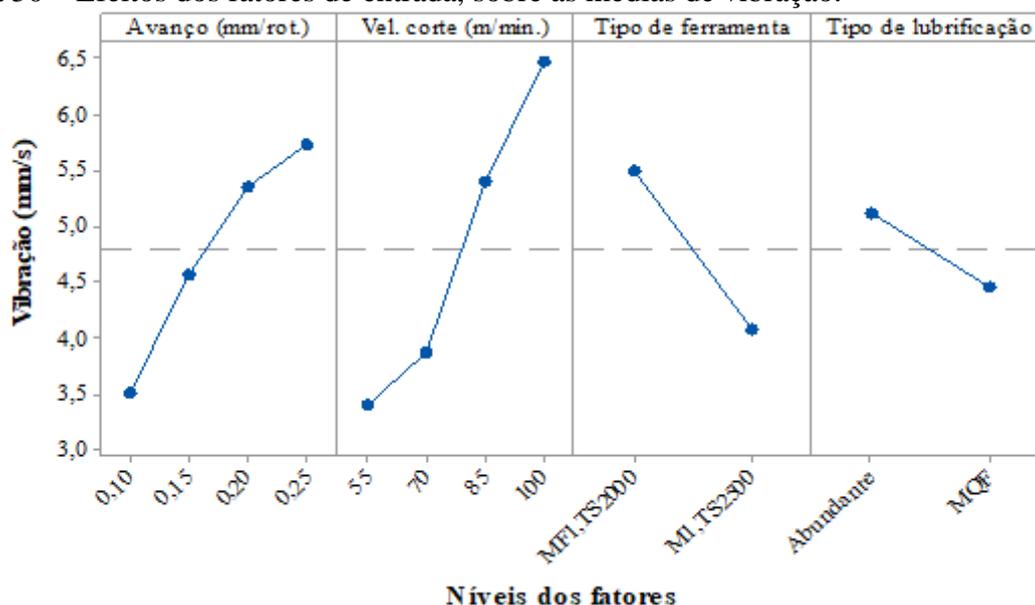
Em se tratando do fator “Tipo de ferramenta”, a ferramenta CNMG120408-M1, TS2500 obteve-se um menor valor de potência em relação a ferramenta CNMG120408-MF1, TS2000. Este resultado, possivelmente esteja associado a uma combinação entre uma maior tenacidade do substrato da ferramenta CNMG120408-M1, TS2500 e o formato/ ângulo de saída do quebra cavaco “M1”. Possivelmente, o formato do quebra cavaco, tenha sido mais relevante neste resultado, pois o quebra cavaco “M1” é indicado para desbaste leve e semi-acabamento, condição que gera naturalmente um maior volume de cavaco e como as condições estudadas se concentraram mais especificamente na usinagem de acabamento, que gera um menor volume de cavaco, o desenho do quebra cavaco “M1”, possivelmente facilitou de maneira mais eficiente a saída do cavaco, diminuindo conseqüentemente os esforços de corte e a potência consumida.

Para o fator “Tipo de lubrificação”, ocorreu um comportamento semelhante ao do fator “Tipo de ferramenta”. Segundo Santos e Sales (2007) se na ação do fluido de corte predominar a lubrificação, a área de contato se restringe e a força de usinagem se torna menor, entretanto, se prevalecer a refrigeração, o fluido aumenta a força de usinagem, promovendo maior resistência ao cisalhamento do material, devido a redução da temperatura.

4.1.3 Vibração

Na Figura 50, pode-se observar graficamente o efeito dos fatores estudados sobre a variável resposta “Vibração”. Observa-se que a melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores vibração, é: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 55 m/min, ferramenta M1, TS2500 e lubrificação MQF.

Figura 50 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de vibração.



Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.

Fonte: Produção do próprio autor.

O aumento do avanço gerou um aumento praticamente linear e visualmente significativo na vibração.

Da mesma forma, entretanto, de maneira mais acentuada, aumentando os níveis do fator “Velocidade de corte” aumenta-se quase que linearmente a vibração.

Em relação às vibrações, dois fatores importantes diferem as duas ferramentas, a maior tenacidade da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 em relação a ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000 e os tipos diferentes de quebra cavacos, que conferem formatos e ângulos de saída diferentes para ambas. É possível que uma combinação entre uma maior tenacidade do substrato da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 e formato/ ângulo de saída do quebra cavaco “M1” tenham conferido uma maior capacidade de absorver as vibrações do sistema, entretanto são necessários estudos específicos, para comprovar esta hipótese. Os valores de potência consumida e vibração, Figuras 48 e 49, respectivamente,

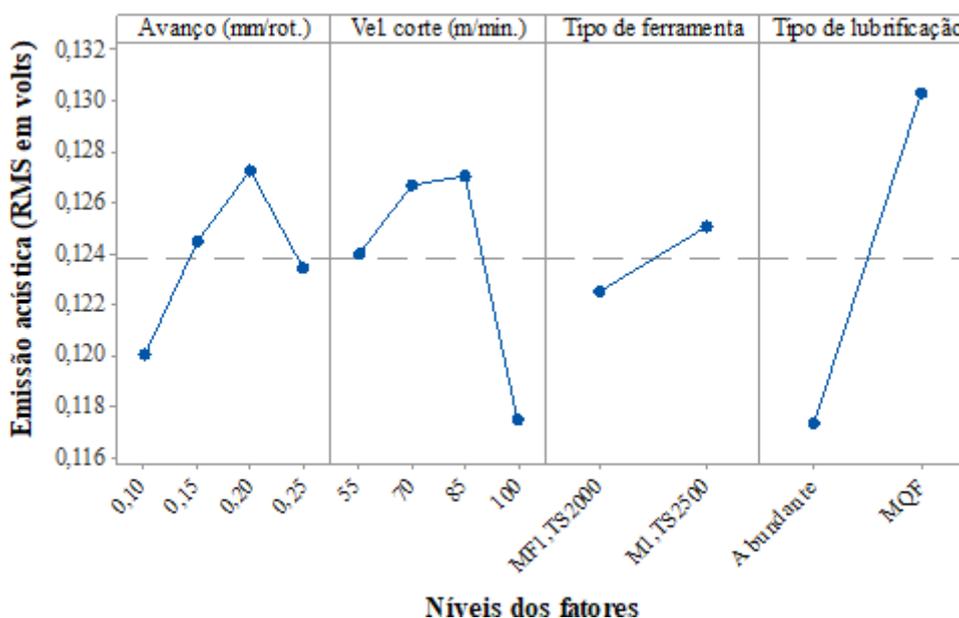
foram menores para a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500. O inserto CNMG120408–MF1, TS2000 recomendada para acabamentos em superligas a base de níquel teve um resultado levemente inferior ao da inserto CNMG12408–M1, TS2500.

Para o fator “Tipo de lubrificação”, ocorreu novamente um comportamento semelhante ao do fator “Tipo de ferramenta”, entretanto, menos acentuado. A vibração na usinagem utilizando a lubrificação pelo método MQF foi menor que a do método abundante. A ação de lubrificante do MQF pode ter contribuído para que a temperatura de usinagem fosse suficiente para cisalhar e cortar adequadamente o material da peça, conseqüentemente gerando menor potência consumida e menor vibração do sistema.

4.1.4 Emissão acústica

Pela Figura 51, observa-se que a melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores de emissão acústica, é: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 100 m/min, ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000 e lubrificação abundante.

Figura 51 – Efeitos dos fatores sobre as médias de emissão acústica.



Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.

Fonte: Produção do próprio autor.

O efeito do fator avanço, sobre a variável resposta “Emissão acústica” teve um comportamento crescente praticamente linear até um avanço de 0,20 mm/rev, ocorrendo uma queda de emissão acústica com um avanço de 0,25 mm/rev.

Em relação ao fator “Velocidade de corte”, percebe-se um comportamento semelhante ao que aconteceu com o efeito do fator avanço, ocorre um aumento da emissão acústica com o aumento da velocidade de corte, porém entre os níveis 70 e 85 m/min. Este aumento foi consideravelmente inferior ao ocorrido entre 55 e 70 m/min. Observa-se ainda que ocorre uma queda considerável da emissão acústica entre os fatores 85 e 100 m/min

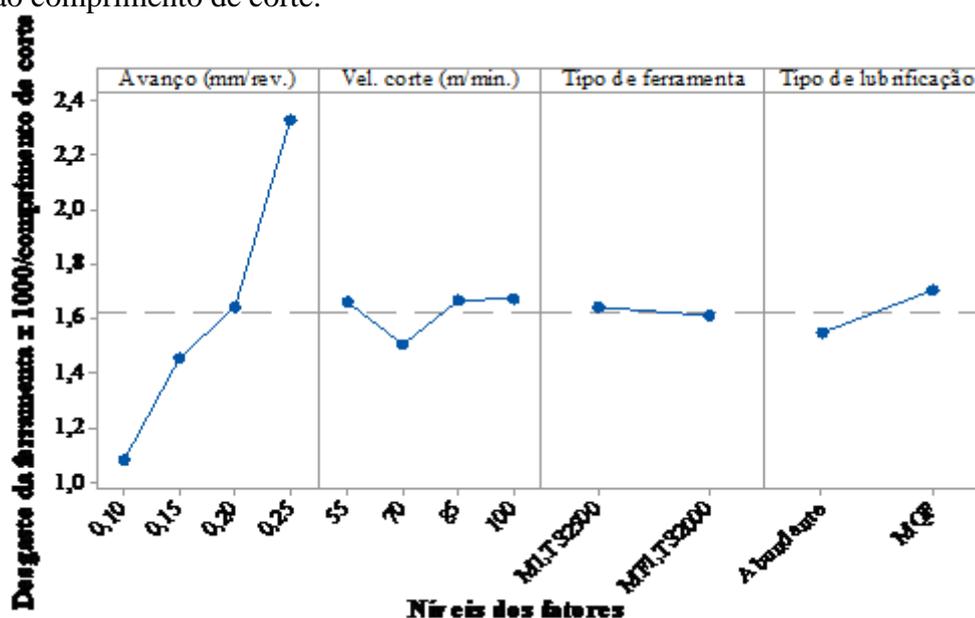
Em se tratando do fator “Tipo de ferramenta”, a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, obteve-se um maior valor de emissão acústica em relação a ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000.

Para o fator “Tipo de lubrificação”, ocorreu novamente um comportamento semelhante ao do fator “Tipo de ferramenta”, entretanto, bem mais acentuada.

4.1.5 Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte

Para melhorar a visualização e interpretação dos resultados (Figura 52), valor do desgaste da ferramenta foi multiplicado por 1000.

Figura 52 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte.



Legenda: MF1, TS2000 – ferramenta CNMG12408–MF1, TS2000; M1, TS2500 – ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; MQF – Mínima Quantidade de Fluido.

Fonte: Produção do próprio autor.

A melhor combinação dos níveis dos fatores, com o objetivo de obter os menores valores de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, é: Avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min, ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000 e lubrificação abundante.

Observa-se que com o aumento dos níveis do fator “Avanço”, ocorre um aumento praticamente linear da variável resposta “Desgaste da ferramenta x 1000/comprimento de corte”. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), quanto maior avanço, também é maior a quantidade de calor imputada ao processo, porém simultaneamente, aumenta-se a área da ferramenta que recebe este calor.

Em termos do fator “Velocidade de corte”, aumentos no nível deste fator praticamente não afetam a variável resposta, exceto pela velocidade de 70 m/min, onde visivelmente a variável resposta é menor do que para as outras velocidades de corte. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), a progressão do desgaste é influenciada principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem. Com o aumento da velocidade de corte, aumenta-se a energia (calor) que é imputado ao processo, sem acrescer a área da ferramenta que recebe este calor. Entretanto, percebe-se pela Figura 52, que o avanço é mais relevante que a velocidade de corte, no desgaste da ferramenta, e este parece não aumentar com o aumento da velocidade de corte, a não ser entre as velocidades de 70 e 85 m/min, com tendência de um leve crescimento a partir de 85 m/min.

Em se tratando do fator “Tipo de ferramenta”, observa-se graficamente que não existem diferenças entre as ferramentas utilizadas. Com uma leve vantagem para a ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000.

Para o fator “Tipo de lubrificação”, observa-se que o método de lubrificação MQF proporciona um maior desgaste da ferramenta por comprimento de corte, em relação ao método abundante.

Na Tabela 2 são apresentadas as melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, com objetivo de obter os menores valores das variáveis resposta.

Observa-se que um avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min, ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 e lubrificação MQF são os níveis das variáveis de entrada que mais ocorrem, portanto, esta é a condição que resulta nas melhores respostas.

Tabela 2 – Melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável resposta.

Variáveis resposta	Variáveis de entrada/níveis			
	Avanço (mm/rev.)	Velocidade de corte (m/min.)	Tipo de ferramenta	Tipo de lubrificação
Rugosidade R_a	0,10	70	TS2500	MQF
Rugosidade R_t	0,10	70	TS2500	MQF
Potência consumida	0,10	100	TS2500	MQF
Vibração	0,10	55	TS2500	MQF
Emissão acústica	0,10	100	TS2000	Abundante
Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte	0,10	70	TS2000	Abundante

Fonte: Produção do próprio autor.

Para verificar se as diferenças existentes entre os níveis dos fatores são estatisticamente significativas, ao nível de significância de 0,05, utilizou-se a técnica de análise de variância (ANOVA), apresentada na Tabela 3.

Apesar de não significativos, o efeito dos fatores “velocidade de corte”, “tipo de ferramenta” e “tipo de lubrificação”, trazem aspectos importantes em termos de durabilidade da ferramenta, pois com uma velocidade de 70 m/min o desgaste é menor do que os outros níveis, isto vem reforçar o valor de velocidade de corte de 70 m/min como um resultado interessante, visto que os melhores resultados de rugosidade ocorrem nesta velocidade de corte.

Outro fato importante é o de não existir diferenças significativas entre método de lubrificação abundante e MQF, para a variável resposta “desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte”, pois demonstra que este método consegue as menores rugosidades, com menores valores de potência consumida e vibração e isto tudo com praticamente o mesmo nível de desgaste do método de lubrificação abundante.

Assim, o avanço e a velocidade de corte foram os fatores que mais promoveram diferenças significativas para os valores das variáveis resposta.

Percebe-se também que a potência consumida é a variável resposta mais sensível, estatisticamente, às mudanças nos níveis das variáveis de entrada, demonstrando que esta pode ser utilizada para estudos de previsão do comportamento da usinagem.

Tabela 3– Análise de variância para as médias das respostas para o planejamento experimental com ferramentas de metal duro revestido.

Variáveis de entrada	GL	SQ	SMQ	F	P
Rugosidade (Ra)					
Avanço (mm/rot.)	3	9,5963	3,1988	28,84	0,000*
Vel. corte (m/min.)	3	2,4437	0,8146	7,34	0,014*
Tipo de ferramenta	1	0,4396	0,4396	3,96	0,087
Tipo de lubrificação	1	0,1564	0,1564	1,41	0,274
Erro residual	7	0,7764	0,1109		
Total	15	13,4124			
Rugosidade (Rt)					
Avanço (mm/rot.)	3	216,683	72,2275	19,68	0,001*
Vel. corte (m/min.)	3	29,269	9,7563	2,66	0,129
Tipo de ferramenta	1	6,03	6,0297	1,64	0,241
Tipo de lubrificação	1	0,208	0,2079	0,06	0,819
Erro residual	7	25,689	3,6698		
Total	15	277,877			
Potência consumida					
Avanço (mm/rot.)	3	2303199	767733	355,73	0,000*
Vel. corte (m/min.)	3	227069	75690	35,07	0,000*
Tipo de ferramenta	1	14764	14764	6,84	0,035*
Tipo de lubrificação	1	280866	280866	130,14	0,000*
Erro residual	7	15107	2158		
Total	15	2841005			
Vibração					
Avanço (mm/rot.)	3	11,674	3,891	2,46	0,147
Vel. corte (m/min.)	3	24,103	8,034	5,08	0,035*
Tipo de ferramenta	1	8,072	8,072	5,11	0,058
Tipo de lubrificação	1	1,756	1,756	1,11	0,327
Erro residual	7	11,061	1,58		
Total	15	56,665			
Emissão acústica					
Avanço (mm/rot.)	3	0,000107	0,000036	2,81	0,117
Vel. corte (m/min.)	3	0,000234	0,000078	6,13	0,023*
Tipo de ferramenta	1	0,000026	0,000026	2,02	0,198
Tipo de lubrificação	1	0,000666	0,000666	52,46	0,000*
Erro residual	7	0,000089	0,000013		
Total	15	0,001121			
Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte					
Avanço (mm/rot.)	3	3,29427	1,09809	14,89	0,002*
Vel. corte (m/min.)	3	0,08058	0,02686	0,36	0,781
Tipo de ferramenta	1	0,00366	0,00366	0,05	0,830
Tipo de lubrificação	1	0,10144	0,10144	1,38	0,279
Erro residual	7	0,51617	0,07374		
Total	15	3,99613			

*valor significativo ao nível de 5% de significância.

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Outra observação importante refere-se ao valor de F apresentado nas tabelas de Análise de Variância (Tabela 3), segundo Phadke (1989), a relação de variância, denotada por F, é a

razão entre o quadrado médio devido ao fator de entrada e o quadrado médio de erro residual. Um grande valor de F significa que o efeito desse fator é grande em comparação com a variância de erro. Além disso, quanto maior o valor de F, mais provável que o fator de entrada esteja influenciando a resposta do processo. Assim, os valores de F podem ser usados para classificar a ordem dos fatores. Um valor de F menor que 1 significa que o efeito do fator é menor que o erro do modelo. Um valor de F maior que 2 significa que o efeito do fator não é pequeno, enquanto maior que 4 significa que o efeito do fator é grande, portanto, valores da Distribuição F maiores que 2 necessitam atenção, não podem ser simplesmente descartados, apesar de algumas vezes não serem significativos, como por exemplo, a variável de entrada “Tipo de ferramenta” para a variável resposta R_a , o valor de F foi de 3,96, contudo a mudança nos níveis da variável de entrada não provocou diferenças significativas, em um nível de significância de 5%, na rugosidade R_a , pois o p-valor foi 0,087. Portanto, é aconselhável não descartar uma variável de entrada simplesmente analisando o valor de p, pois o efeito desta variável pode ser importante para o processo, podendo ser estudada mais profundamente antes de ser simplesmente descartada como não significativa.

4.2 ANÁLISE DE REGRESSÃO LINEAR MÚLTIPLA DO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO

Neste tópico são apresentadas equações de regressão linear múltipla, utilizando as variáveis de entrada na previsão dos valores das variáveis resposta, bem como o erro associado a esta previsão.

O erro na análise de regressão linear é composto pelo “erro puro” e pelo erro de “falta de ajuste” ao modelo apresentado (Tabelas de 4 a 9).

Para a análise da falta de ajuste do modelo aos resultados obtidos, se o valor-p for menor ou igual ao nível de significância escolhido, conclui-se que o modelo não se ajusta com exatidão aos dados. Observa-se nas tabelas a coluna contribuição, que se traduz como a porcentagem de contribuição desta variável para a construção do modelo, como por exemplo, a porcentagem de contribuição da regressão é exatamente o valor de R^2 e as demais contribuições das variáveis de entrada se somam para resultar no valor do R^2 , como pode ser observado, o restante da contribuição para se atingir os 100% são completados para porcentagem de contribuição do erro, e dentro deste estão presentes a porcentagem de contribuição da falta de ajuste e do erro puro.

As equações de regressão são apresentadas nas Tabelas de 4 a 9 para as variáveis resposta “ R_a , R_t ”, Potência consumida, Vibração, Emissão acústica e Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, respectivamente. Como existem duas variáveis de entrada categóricas (Tipo de ferramenta e Tipo de lubrificação), as equações de regressão múltiplas foram apresentadas em função da combinação entre estas variáveis, ou seja, M1 TS2500/Abundante, M1 TS2500/MQF, MF1 TS2000/Abundante e MF1 TS2000/MQF, conforme pode ser observado nas referidas Tabelas. O valor de R^2 (coeficiente de determinação) descreve a quantidade de variação nos valores de resposta observados que são explicadas pelo (s) preditor (es). O valor de S é a distância padrão que fogem dos valores ajustados.

Observa-se pela Tabela 4, para a variável resposta “ R_a ”, com α de 0,05, que a equação de regressão linear múltipla é significativa. As variáveis “Avanço e Velocidade de corte” também são significativas. A variável “Tipo de ferramenta” ficou muito próxima do nível de significância estipulado com um valor de F de 3,8. A variável “Tipo de lubrificação” não apresentou uma contribuição significativa para a construção do modelo.

A análise das demais tabelas deste tópico segue o mesmo raciocínio utilizado na descrição da Tabela 4.

Tabela 4 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_a .

Tipo de ferramenta / Tipo de lubrificação: Equação de regressão						
M1,TS2500 / Abundante: R_a (μm)= -2,170 + 13,54 Avanço (mm/rev.) + 0,01928 Vel. corte (m/min.)						
M1,TS2500 / MQF: R_a (μm)= -2,359 + 13,54 Avanço (mm/rev.) + 0,01928 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / Abundante: R_a (μm)= -1,829 + 13,54 Avanço (mm/rev.) + 0,01928 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / MQF: R_a (μm)= -2,018 + 13,54 Avanço (mm/rev.) + 0,01928 Vel. corte (m/min.)						
$R^2 = 68,75\%$						
Erro padrão da regressão (S)= 0,598847						
Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	33,1429	68,75%	8,2857	23,1	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	26,3091	54,58%	26,399	73,61	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	5,0189	10,41%	4,9944	13,93	0,001
Tipo de ferramenta	1	1,3995	2,90%	1,3644	3,8	0,058
Tipo de lubrificação	1	0,4153	0,86%	0,4153	1,16	0,288
Erro	42	15,062	31,25%	0,3586		
Falta de ajuste	11	5,3457	11,09%	0,486	1,55	0,164
Erro puro	31	9,7162	20,16%	0,3134		
Total	46	48,2048	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 5 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_t .

Tipo de ferramenta / Tipo de lubrificação: Equação de regressão						
M1,TS2500 / Abundante: R_t (μm)= -7,60 + 64,24 Avanço (mm/rev.) + 0,0615 Vel. corte (m/min.)						
M1,TS2500 / MQF: R_t (μm)= -7,78 + 64,24 Avanço (mm/rev.) + 0,0615 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / Abundante: R_t (μm)= -6,33 + 64,24 Avanço (mm/rev.) + 0,0615 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / MQF: R_t (μm)= -6,51 + 64,24 Avanço (mm/rev.) + 0,0615 Vel. corte (m/min.)						
$R^2 = 73,58\%$						
Erro padrão da regressão (S)= 2,3877						
Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	666,867	73,58%	166,717	29,24	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	596,029	65,76%	594,084	104,21	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	51,414	5,67%	50,872	8,92	0,005
Tipo de ferramenta	1	19,013	2,10%	18,877	3,31	0,076
Tipo de lubrificação	1	0,41	0,05%	0,41	0,07	0,790
Erro	42	239,446	26,42%	5,701		
Falta de ajuste	11	133,575	14,74%	12,143	3,56	0,003
Erro puro	31	105,871	11,68%	3,415		
Total	46	906,313	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 6 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta potência consumida.

Tipo de ferramenta / Tipo de lubrificação: Equação de regressão						
M1,TS2500 / Abundante: Potência (W) = 1897 + 6809 Avanço (mm/rev.)- 6,86 Vel. corte (m/min.)						
M1,TS2500 / MQF: Potência (W) = 1638 + 6809 Avanço (mm/rev.)- 6,86 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / Abundante: Potência (W) = 1964 + 6809 Avanço (mm/rev.)- 6,86 Vel. corte (m/min.)						
MF1,TS2000 / MQF: Potência (W) = 1705 + 6809 Avanço (mm/rev.)- 6,86 Vel. corte (m/min.)						
$R^2 = 90,24\%$						
Erro padrão da regressão (S)= 146,293						
Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	8312265	90,24%	2078066	97,1	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	6842088	74,28%	6674259	311,86	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	621862	6,75%	632185	29,54	0,000
Tipo de ferramenta	1	61975	0,67%	52317	2,44	0,125
Tipo de lubrificação	1	786340	8,54%	786340	36,74	0,000
Erro	42	898867	9,76%	21402		
Falta de ajuste	11	160778	1,75%	14616	0,61	0,803
Erro puro	31	738089	8,01%	23809		
Total	46	9211132	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 7 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta vibração.

Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	134,532	60,28%	33,633	15,94	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	33,342	14,94%	35,616	16,88	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	70,641	31,65%	71,14	33,71	0,000
Tipo de ferramenta	1	26,357	11,81%	25,868	12,26	0,001
Tipo de lubrificação	1	4,192	1,88%	4,192	1,99	0,166
Erro	42	88,633	39,72%	2,11		
Falta de ajuste	11	35,031	15,70%	3,185	1,84	0,089
Erro puro	31	53,601	24,02%	1,729		
Total	46	223,165	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 8 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta emissão acústica (EA).

Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	0,00209	24,63%	0,00052	3,43	0,016
Avanço (mm/rev.)	1	0,00015	1,76%	0,00018	1,18	0,284
Vel. corte (m/min.)	1	6,6E-05	0,78%	5,9E-05	0,39	0,536
Tipo de ferramenta	1	0	0,00%	0	0	0,967
Tipo de lubrificação	1	0,00187	22,09%	0,00187	12,31	0,001
Erro	42	0,00639	75,37%	0,00015		
Falta de ajuste	11	0,00108	12,74%	9,8E-05	0,57	0,835
Erro puro	31	0,00531	62,63%	0,00017		
Total	46	0,00848	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 9 – Equações de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta desgaste da ferramenta x 1000/comprimento de corte.

Tipo de ferramenta / Tipo de lubrificação: Equação de regressão						
M1, TS2500 / Abundante: Desgaste/comp. = 0,078 + 7,872 Avanço (mm/rev.) + 0,00135 Vel. corte (m/min.)						
M1, TS2500 / MQF: Desgaste/comp. = 0,235 + 7,872 Avanço (mm/rev.) + 0,00135 Vel. corte (m/min.)						
MF1, TS2000 / Abundante: Desgaste/comp. = 0,050 + 7,872 Avanço (mm/rev.) + 0,00135 Vel. corte (m/min.)						
MF1, TS2000 / MQF: Desgaste/comp. = 0,207 + 7,872 Avanço (mm/rev.) + 0,00135 Vel. corte (m/min.)						
R ² = 67,33%						
Erro padrão da regressão (S) = 0,329563						
Análise de variância das equações de regressão						
Variáveis de entrada	DF	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	4	9,6258	67,33%	2,40644	22,16	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	9,2954	65,02%	9,29543	85,58	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	0,0248	0,17%	0,02477	0,23	0,635
Tipo de ferramenta	1	0,0095	0,07%	0,0095	0,09	0,769
Tipo de lubrificação	1	0,2961	2,07%	0,29607	2,73	0,106
Erro	43	4,6703	32,67%	0,10861		
Falta de ajuste	11	2,334	16,33%	0,21218	2,91	0,009
Erro puro	32	2,3363	16,34%	0,07301		
Total	47	14,2961	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

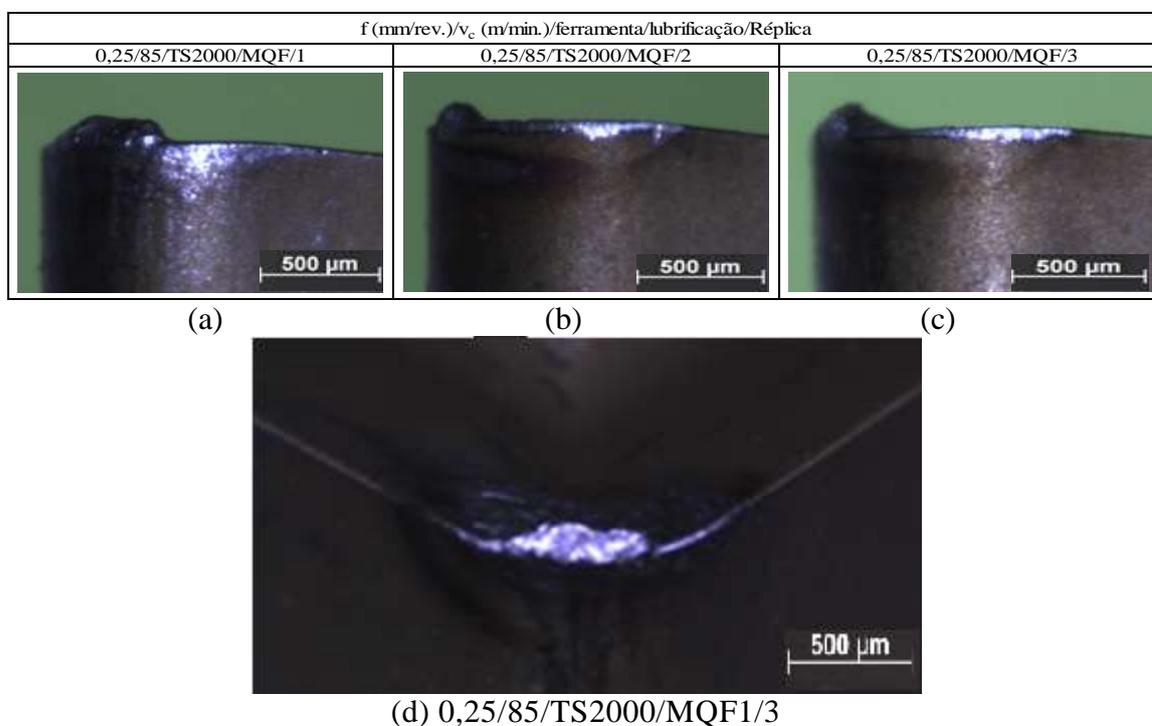
Observa-se nas Tabelas de 4 a 9, que os maiores valores de R² são os para a variável resposta “Potência consumida” (90,24%) e rugosidade R_t (73,58%) e a variável resposta com o menor valor de R² foi a “Emissão acústica” (24,63%), as outras variáveis mantiveram-se entre 60 e 70%. O erro por falta de ajuste foi significativo para as variáveis rugosidade R_t e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte. Portanto, utilizando equações lineares múltiplas, é possível prever os valores das todas as variáveis resposta com um bom nível de precisão, especialmente a potência consumida e rugosidade R_t, exceto os valores da emissão acústica que não se ajustam linearmente às variáveis de entrada.

4.3 DESGASTE DAS FERRAMENTAS E CAVACOS GERADOS NA USINAGEM DO INCONEL 718, COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDO

Neste tópico são apresentadas e analisadas as condições experimentais que apresentaram os maiores e menores desgastes da ferramenta/comprimento de corte.

Nas Figuras 53 (a), (b) e (c) são apresentadas as imagens do desgaste da ferramenta referentes aos três ensaios realizados para cada condição experimental. Na Figura 53 (d) é apresentada a ferramenta com maior desgaste medido, em uma vista diferente.

Figura 53 – Imagem gerada no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm. (a), (b) e (c) repetições, vista lateral direita, observando a aresta secundária de corte; (d) vista frontal da ponta da ferramenta (repetição 3).

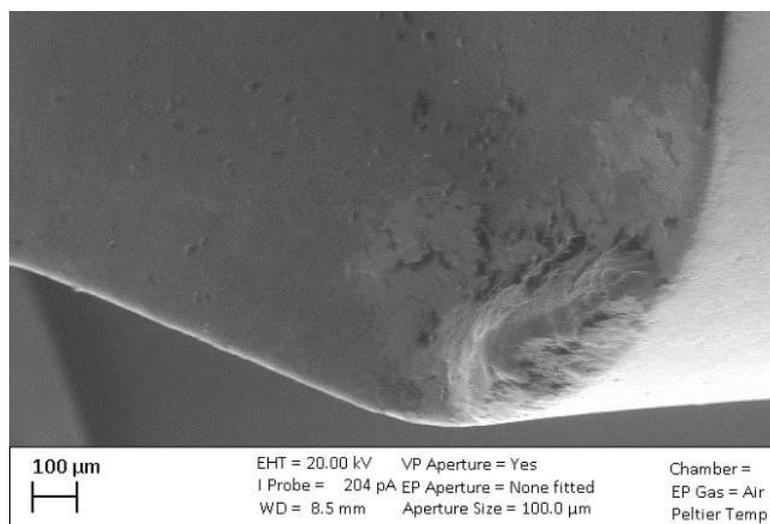


Fonte: Produção do próprio autor.

Nas figuras 53 (a), (b) e (c) observa-se que além do maior desgaste de flanco médio, existe aparente acúmulo de material na ponta da ferramenta, para as três repetições do experimento, caracterizando possivelmente a presença de aresta postiça de corte. Na imagem frontal da ponta da ferramenta (Figura 53 (d)) é possível observar que o acúmulo de material está presente na superfície de saída da ferramenta e mais para o sentido da aresta principal de corte. Para a réplica realizada nesta condição experimental, a média do desgaste de flanco médio foi de $0,088 \pm 0,006$ mm, usinando um comprimento de corte médio de $32,57 \pm 0,45$ m.

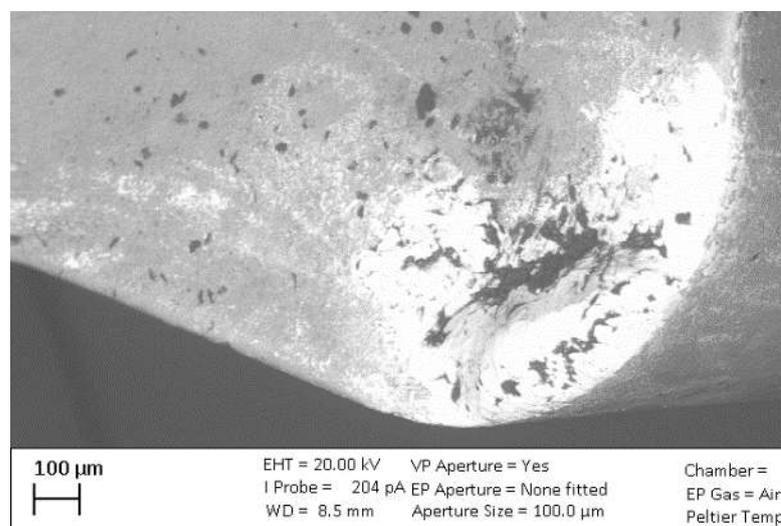
Nas imagens realizadas no MEV, apresentadas nas Figuras 54 e 55, observa-se a presença de material.

Figura 54 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 55 – Imagem gerada no MEV (detector BSD) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



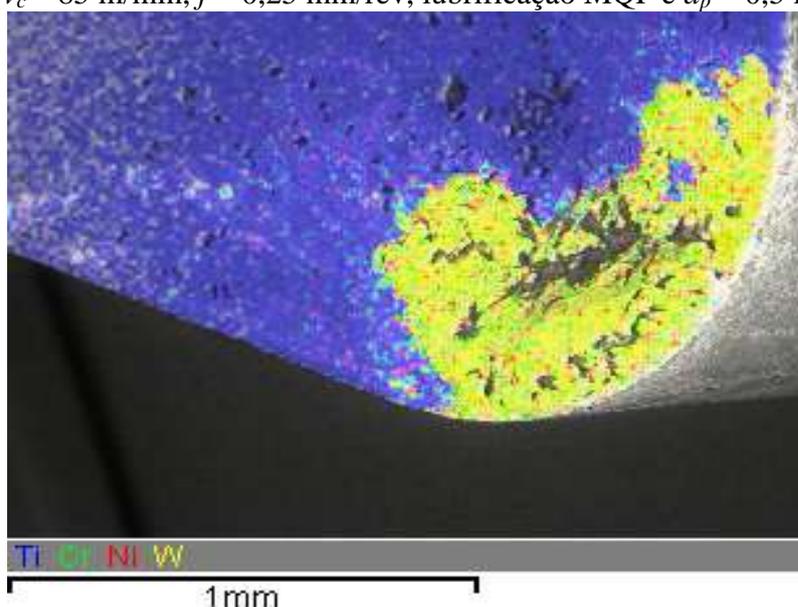
Fonte: Produção do próprio autor.

Ao lado do material acumulado na ponta da ferramenta (Figuras 54) observa-se um leve desgaste e/ou arrancamento do revestimento da ferramenta. Se esta remoção de parede da camada do revestimento realmente ocorreu, é possível identificar, pela técnica de EDS, a presença do elemento químico Tungstênio (W), presente no substrato da ferramenta de metal duro (carbeto de tungstênio).

Na Figura 56, observa-se a imagem gerada no MEV, obtida pela técnica de EDS, em que, com auxílio de representação de cores, é possível constatar, na superfície de saída da

ferramenta, a presença do elemento químico W, confirmando que ocorreu um desgaste do revestimento (TiAl)N+TiN nesta superfície, percebe-se ainda, que a uma certa distância da ponta da ferramenta, a cor azul, que identifica o elemento Ti, demonstrando a presença do revestimento. Também estão presentes os elementos químicos Cr e Ni, representados pelas cores verde e vermelha, respectivamente. Estes elementos são os principais elementos da liga de níquel Inconel 718. A presença destes elementos confirma que existe uma deposição de material usinado, na ponta da ferramenta, entretanto, não há evidências suficientes para se afirmar que se trata de uma aresta postiça de corte, pois apesar da presença dos elementos da liga Inconel 718, na ponta da ferramenta, estes estão em uma quantidade visivelmente inferior ao elemento W (cor amarela) presente no substrato da ferramenta.

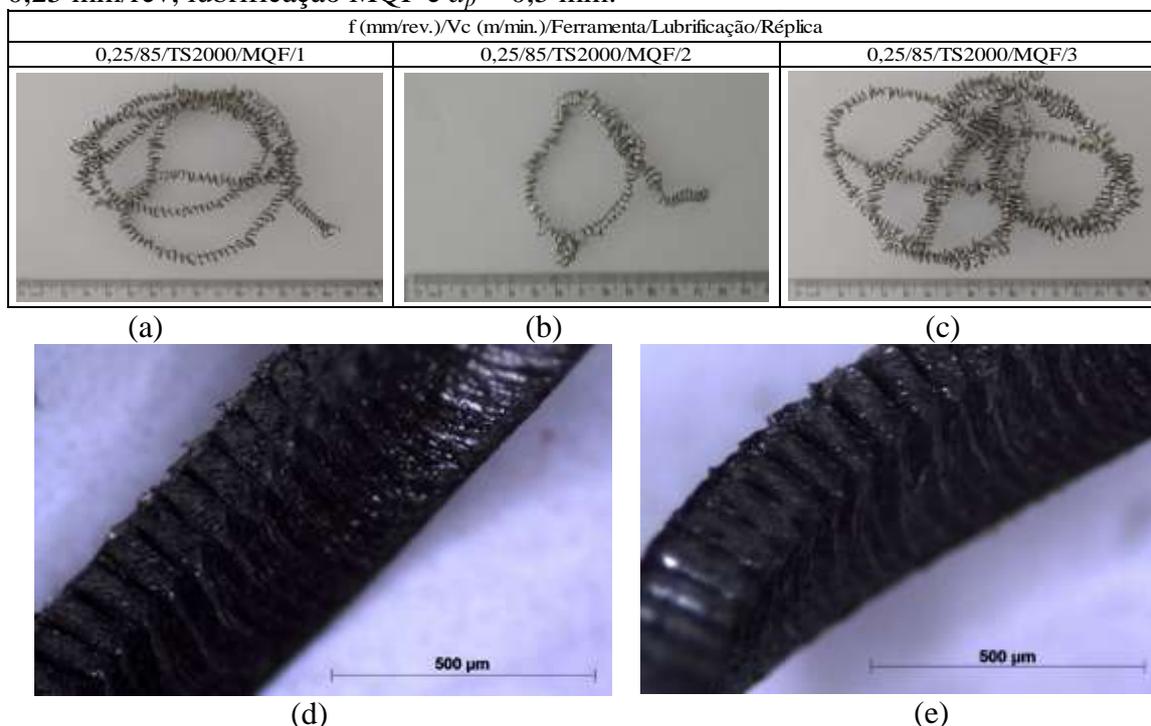
Figura 56 – Imagem gerada no MEV (detector EDS – Espectroscopia de Energia Dispersiva) detalhando a presença dos elementos (Ti, Cr, Ni e W) na ponta da ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

Nas Figuras 57 (a), (b) e (c) são apresentadas imagens que possibilitam a identificação do formato do cavaco e as Figuras 57 (d) e (e) o tipo do cavaco.

Figura 57 – Imagem detalhando: (a), (b) e (c) formas do cavaco para as 3 repetições do ensaio; Imagem geradas no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,25$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



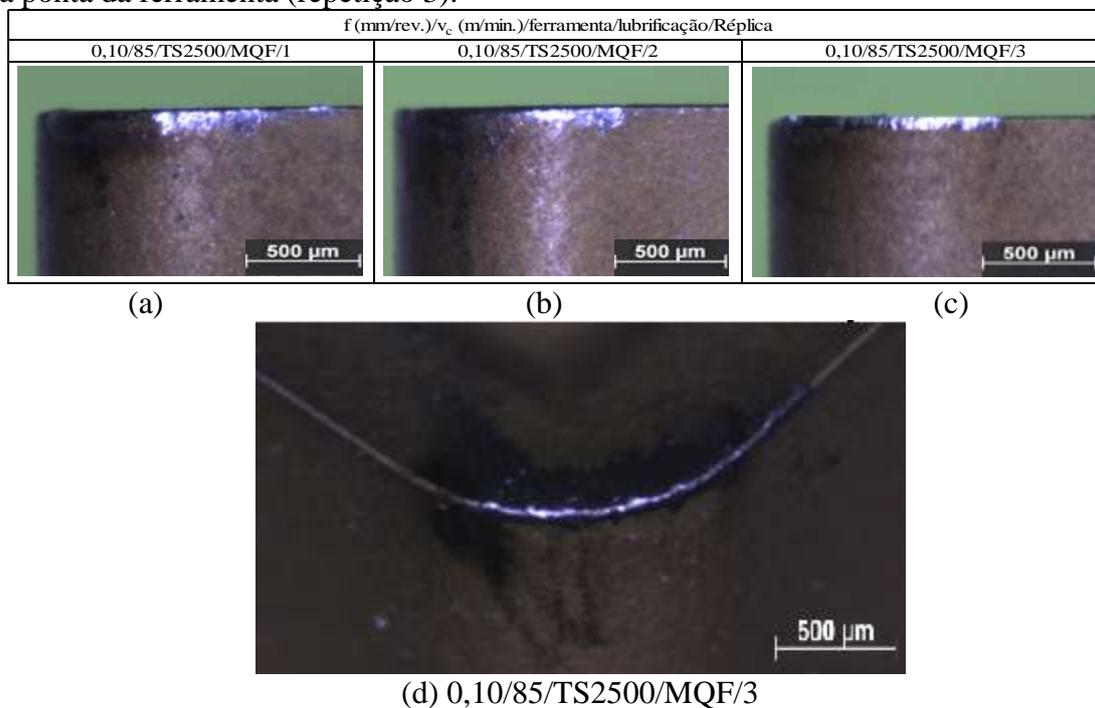
Fonte: Produção do próprio autor.

Percebe-se que o formato do cavaco gerado nas Figuras 57 (a), (b) e (c), conforme a Norma ABNT ISO 3685 (2016), foi o helicoidal tipo arruela longo/emaranhado. O tipo do cavaco (Figura 57 (d) e (e)) foi segmentado ou cisalhado.

Nas Figuras 58 (a), (b) e (c) são apresentadas as imagens do desgaste da ferramenta referentes aos três ensaios realizados para cada condição experimental. Na Figura 53 (d), a ferramenta com menor desgaste medido, em uma vista diferente, é apresentada.

Na imagem frontal da ponta da ferramenta (Figura 58 (d)) observa-se, diferentemente da Figura 53, que não existe acúmulo de material na ponta da ferramenta. Para os três experimentos realizados nesta condição experimental, a média do desgaste médio de flanco $0,067 \pm 0,017$ mm, usinando um comprimento de corte médio de $78,41 \pm 1,31$ m.

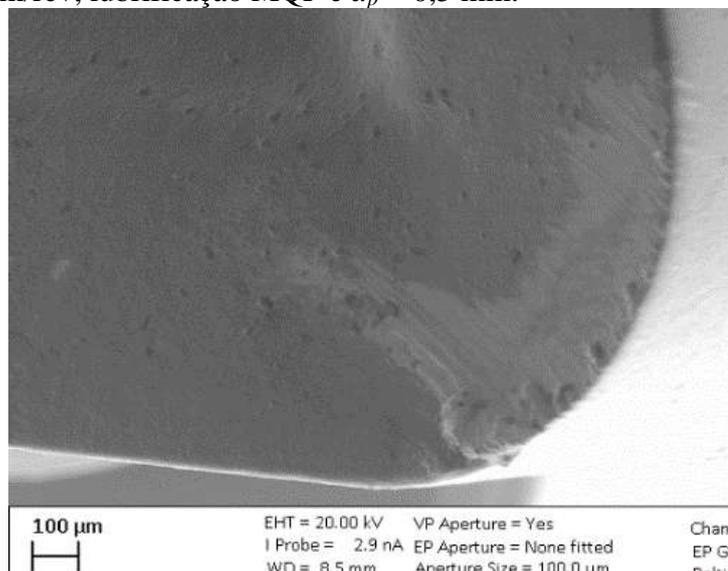
Figura 58 – Imagem gerada no microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm. (a) vista lateral direita, observando a aresta secundária de corte; (b) vista frontal da ponta da ferramenta (repetição 3).



Fonte: Produção do próprio autor.

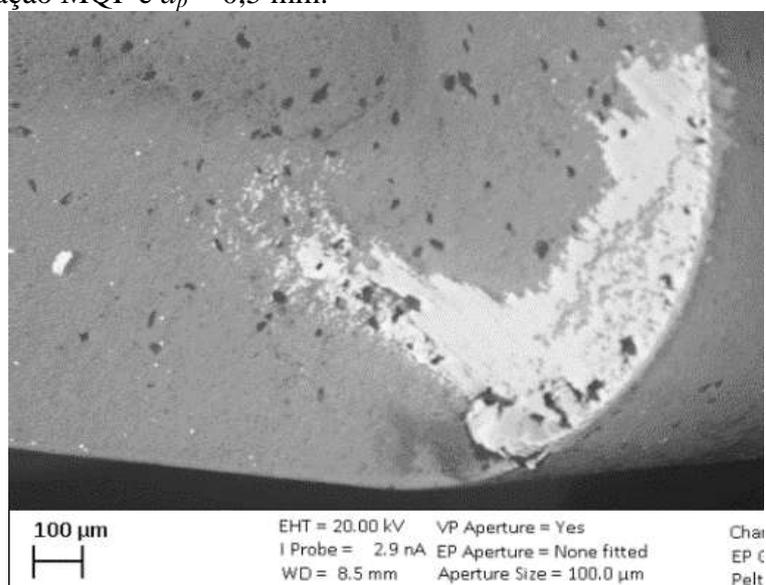
Nas Figuras 59 e 60, observa-se que não existe presença de material na ponta da ferramenta, apenas uma mudança de tonalidade na superfície de saída da ferramenta.

Figura 59 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE – Detector de Elétrons Secundários de Pressão Variável) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

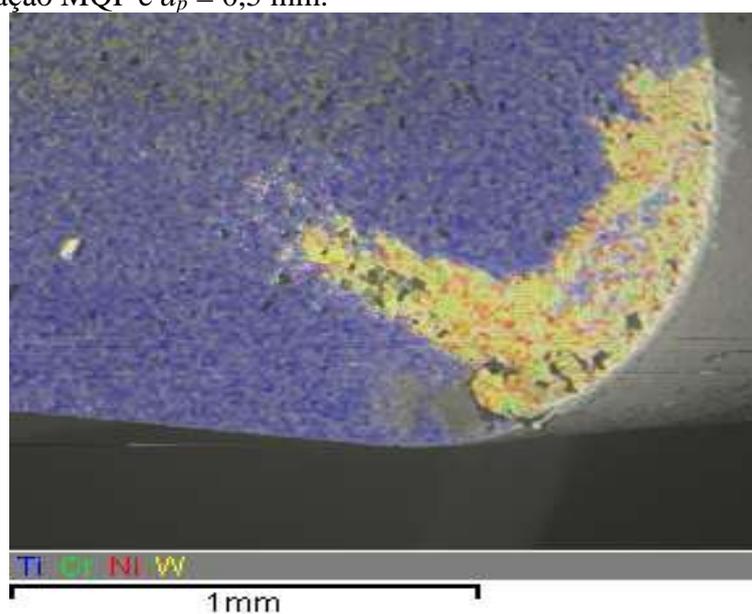
Figura 60 – Imagem gerada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 61, tem-se a demonstração dos elementos químicos presentes na ponta da ferramenta, através da representação de cores pela técnica de EDS.

Figura 61 – Imagem gerada no MEV (detector EDS) detalhando a presença dos elementos (Ti, Cr, Ni e W) na ponta da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.

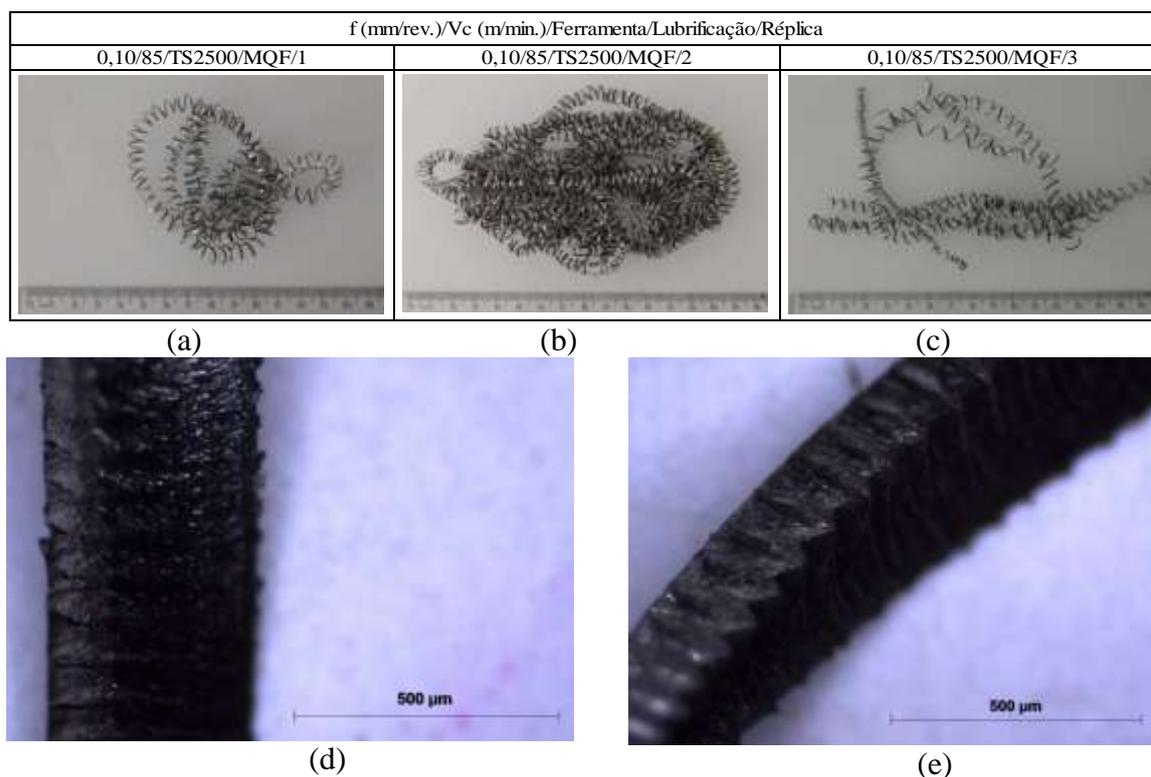


Fonte: Produção do próprio autor.

É possível constatar, na superfície da ferramenta, a presença do elemento químico W, confirmando que ocorreu um desgaste do revestimento (TiAl)N+TiN na superfície de saída da ferramenta. Percebe-se coloração azul a certa distância da ponta da ferramenta, identificando o elemento químico Ti. Estão presentes os elementos químicos do Inconel 718 Cr e Ni, representados pelas cores verde e vermelha, respectivamente. Entretanto, diferentemente da Figura 56, não existe a saliência característica de acúmulo de material na ponta da ferramenta. Apesar dos principais elementos da liga de níquel Inconel 718 estarem presentes na ponta da ferramenta, não existe evidências de que possa existir ou ter existido aresta postiça de corte.

As Figuras 62 (a), (b) e (c) possibilitam a identificação do formato do cavaco e as Figuras 57 (d) e (e) o tipo do cavaco.

Figura 62 – Imagem detalhando: (a) as formas, (b) e (c) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500. $v_c = 85$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, lubrificação MQF e $a_p = 0,5$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

Percebe-se que o formato do cavaco gerado (Figuras 62 (a), (b) e (c)), conforme a Norma ABNT ISO 3685 (2016), foi o helicoidal tipo arruela longo/emaranhado. O tipo do cavaco (Figura 62 (d) e (e)) foi segmentado ou cisalhado.

Comparando as melhores e piores condições apresentadas em termos do desgaste das ferramentas, verifica-se que as diferenças entre os parâmetros de entrada estão no avanço, 0,25 mm/rev para a pior condição e 0,10 mm/rev para a melhor, e no tipo de ferramenta, CNMG120408–MF1, TS2000 para a pior condição e CNMG120408–M1, TS2500 para a melhor. A ferramenta MF1, TS2000 tem um ângulo de saída do quebra cavaco de 14° contra 10° da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, entretanto, esta tem maior tenacidade. A ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000 é recomendada para acabamentos e o quebra cavaco MF1 é recomendado para aplicações de semi-acabamento e acabamento. A gama de aplicação desta inserto é de: (f) de 0,08 até 0,30 mm/rev, (a_p) de 0,25 até 3,0 mm e (v_c) de 50 a 70 m/min A ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 é uma alternativa de maior tenacidade para a TS2000, recomendada para desbaste e o quebra cavaco M1 é recomendado desbaste leve e semi-acabamento. A gama de aplicação desta inserto é de: (f) de 0,10 a 0,30 mm/rev, (a_p) de 0,25 a 3,0 mm e (v_c) de 40 a 50 m/min Fazendo uma análise dos dados técnicos apresentados, a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 possui uma aplicação um pouco mais voltada para um desbaste leve e semi-acabamento e a ferramenta CNMG120408–MF1, TS2000 semi-acabamento e acabamento. Portanto, a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 suportaria avanços maiores, pois ela é geometricamente mais robusta (ângulo de saída menor) e com maior tenacidade. É possível que a combinação destas características tenha contribuído, para não ocorrência de adesão de material na superfície de saída da ferramenta. Para a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, mesmo em condições semelhantes e até mais favoráveis para o surgimento de adesão de material, em que o avanço foi de 0,25 mm/rev com uma velocidade de 70 m/min, não ocorreram indícios de adesão de material.

Em termos do cavaco gerado, as diferenças de avanço e tipos de ferramenta (em função de seus ângulos de saída e formato do quebra cavaco), não foram suficientes para gerar diferenças significativas, em relação ao formato e tipo de cavaco. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013) o principal fator determinante do tipo de cavaco é o material da peça usinada.

4.4 ENSAIOS DE CONFIRMAÇÃO E DE VIDA DA FERRAMENTA DE METAL DURO REVESTIDO, PARA AS MELHORES CONDIÇÕES

Com base nas melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável reposta, apresentados na Tabela 2 e priorizando as respostas para os parâmetros de rugosidade R_a e R_t (melhor qualidade no acabamento) e em

segundo lugar a relação entre o desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, optou-se por realizar os ensaios de confirmação e vida da ferramenta para a seguinte condição experimental: ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, lubrificação MQF, avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min com uma profundidade (sempre fixa) de 0,5 mm.

Foram realizados quatro ensaios de confirmação utilizando a condição experimental citada acima, em que cada ensaio foi utilizado uma aresta nova da ferramenta, os resultados destes ensaios são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10 – Ensaios de confirmação para a condição: ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 70$ m/min, lubrificação = MQF e $a_p = 0,5$ mm.

	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 4	Média	Desvio padrão
R_a (μm)	0,765	0,764	0,368	0,637	0,634	0,187
R_t (μm)	4,492	4,145	2,975	3,317	3,732	0,706
Potência consumida (W)	2013,250	2013,250	1955,692	1864,409	1961,650	70,277
Vibração (mm/s)	3,183	3,183	3,110	3,097	3,143	0,046
Emissão acústica (RMS em volts)	0,306	0,306	0,279	0,302	0,298	0,013
Desgaste da ferramenta (mm)	0,078	0,054	0,055	0,053	0,060	0,012
Comprimento de corte (m)	74,644	74,644	74,644	74,644	74,644	0,000
Desg. da ferr.x 1000/compr. de corte (mmx1000/m)	1,045	0,723	0,737	0,710	0,804	0,161

Fonte: Produção do próprio autor.

Comparando a média dos resultados para os ensaios de confirmação (Tabela 10) com os melhores resultados obtidos para o planejamento experimental apresentado na Tabela 1 observa-se que, dentro da margem de erro, os valores são semelhantes, exceto para a emissão acústica, que no ensaio de confirmação foi maior. Os melhores resultados globais, apresentados na Tabela 1 foram: $R_a = 0,468 \pm 0,016 \mu\text{m}$, $R_t = 3,234 \pm 0,333 \mu\text{m}$, potência consumida = $1904,285 \pm 29,267$ W, vibração = $3,092 \pm 0,027$ mm/s, emissão acústica = $0,111 \pm 0,019$ RMS em V e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte = $0,851 \pm$

0,212 mm x 1000/m. Com isto, os ensaios de confirmação utilizando a condição experimental: ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, lubrificação MQF, avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min e profundidade de 0,5 mm resultam, comprovadamente, nos melhores resultados, simultâneos, para praticamente todas as variáveis resposta estudadas.

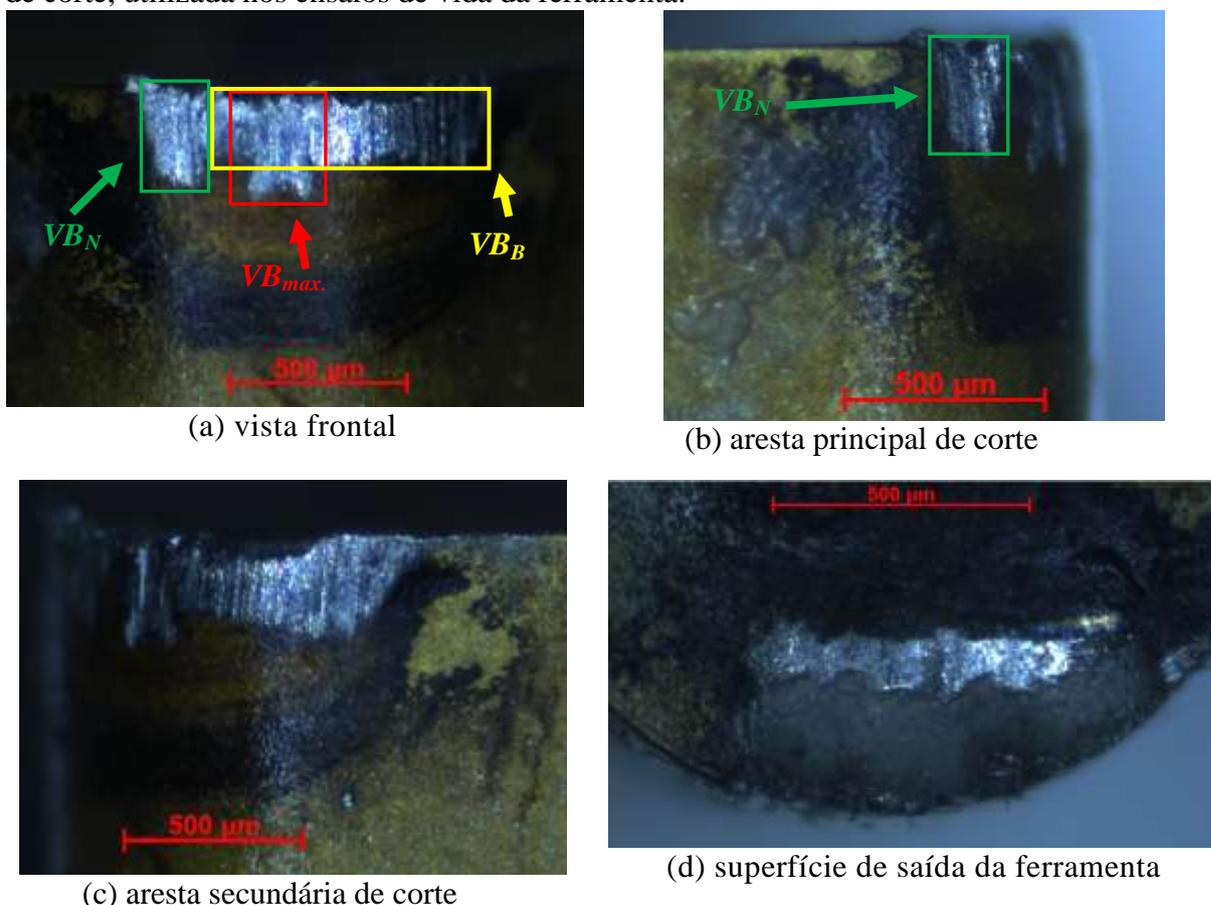
Para a melhor condição experimental, agora confirmada, foram realizados três ensaios de vida da ferramenta de metal duro. Para o parâmetro de vida foi utilizado como limite o que ocorresse primeiro entre: degaste de flanco médio (VB_B) de 0,3 mm, degaste de flanco máximo ($VB_{max.}$) de 0,6 mm, degaste de entalhe (VB_N ou VC_N) de 1 mm ou uma quebra. Assim como foi realizado nos experimentos de Taguchi e nos ensaios de confirmação, também foram coletados os valores dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t , de potência consumida, vibração e emissão acústica, a fim de verificar seus comportamentos e ajustar correlações para possíveis previsões que sejam úteis na identificação do fim de vida da ferramenta.

Na Figura 63 são apresentadas imagens do desgaste final da ferramenta de metal duro para os ensaios de vida da ferramenta.

Os ensaios de vida da ferramenta foram encerrados com um desgaste de flanco médio (VB_B) da ferramenta de 0,321 mm, resultando em rugosidades médias, finais R_a e R_t de: 0,857 μm e 4,687 μm , respectivamente. O comprimento de corte médio ao final da vida da ferramenta foi de 511,20 m com um tempo de vida médio de 7,30 minutos.

Pode-se observar na Figura 63 (a) que o desgaste de flanco médio (VB_B) homogêneo está presente, possivelmente gerado pelo mecanismo de desgaste por abrasão. Segundo Machado et al. (2015), o desgaste abrasivo envolve perda de material por microssulcamento ou microlascamento gerando sulcos paralelos entre si que foram formados na direção do fluxo do material, na região desgastada. Observa-se também o desgaste de entalhe (VB_N), muito característico para o material usinado e condições de corte utilizadas. Observa-se ainda o desgaste de cratera na superfície de saída, possivelmente gerado pelo mecanismo de aderência ou arrastamento (*attrition*), devido ao fluxo de material irregular sobre a superfície de saída da ferramenta. Nestas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados pelo fluxo de material, conforme discutido por Machado et al. (2015). Observados no microscópio, as áreas desgastadas por *attrition* possuem aparência áspera. Observa-se, na superfície de saída da ferramenta (Figura 63 (d)), um desgaste de cratera possivelmente gerado pelo mecanismo de aderência ou arrastamento (*attrition*).

Figura 63 – Imagens detalhando, em diferentes posições, o desgaste final de uma ferramenta de corte, utilizada nos ensaios de vida da ferramenta.



Fonte: Produção do próprio autor.

Os resultados do presente trabalho convergem, em partes, com os estudos de Polvorosa, Suárez, Lacalle (2017), Cantero et al. (2013) e Devillez et al. (2011).

Polvorosa, Suárez, Lacalle (2017) concluíram que do desgaste do flanco e o desgaste do entalhe, também estiveram presentes e ambos progrediram a taxa constante com o aumento do número de passes de corte.

Nos estudos de Cantero et al. (2013) observaram diferentes mecanismos de desgaste, o desgaste de entalhe foi significativo devido ao alto endurecimento do trabalho da liga de níquel.

Devillez et al. (2011) observaram que o desgaste do entalhe na profundidade de usinagem e desgaste de flanco também foi observado na ferramenta de metal duro com revestimento TiCN – Al₂O₃ – TiN.

Os resultados do presente trabalho estão condizentes com Amini, Fatemi e Atefi (2014) quando avaliaram os efeitos da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem na

rugosidade e força de corte tangencial no torneamento a seco do Inconel 718 utilizando ferramentas de corte de cerâmica e metal duro. As ferramentas de metal duro revestido com TiAlN pelo processo PVD, classe TS2500. Foram estudados os parâmetros: velocidades de corte (55, 75, 95 e 115) m/min, avanço (0,05; 0,08 e 0,11) mm/rev e profundidade de usinagem (0,5; 1 e 1,5) mm. Obtiveram uma rugosidade R_a mínima de $0,892 \mu\text{m}$, utilizando uma velocidade de corte de 55 m/min, avanço de 0,11 mm/rev e profundidade de usinagem de 1 mm.

Os cavacos gerados, valores do desgaste (VB_B) da ferramenta e os valores das rugosidades R_a e R_t para cada trecho de 36 mm, são apresentados na Figura 64.

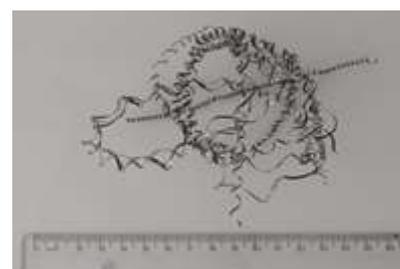
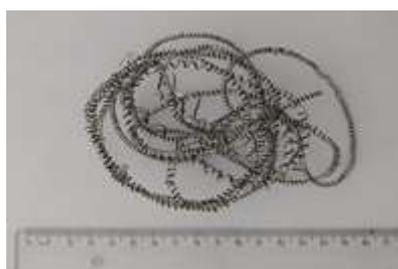
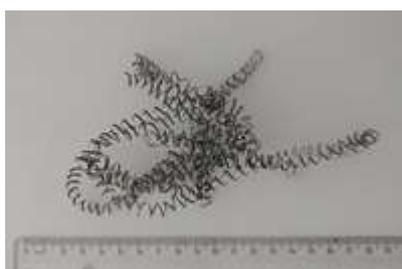
Figura 64 – Sequência demonstrando os cavacos gerados, valores do desgaste (VB_B) da ferramenta e os valores das rugosidades R_a e R_t para cada trecho de 36 mm.

Trecho de 36 mm usinado/ VB_B (mm)/ R_a (μm)/ R_t (μm)

T1: VB_B :0,053/ R_a :0,637/ R_t : 3,316

T2: VB_B :0,102/ R_a :0,522/ R_t :4,393

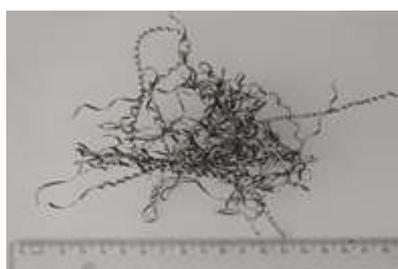
T3: VB_B :0,166/ R_a :0,355/ R_t : 3,420



T4: VB_B :0,172/ R_a :0,318/ R_t :2,370

T5: VB_B :0,213/ R_a :0,477/ R_t :3,274

T6: VB_B :0,218/ R_a :0,758/ R_t :5,101



T7: VB_B :0,321/ R_a :0,857/ R_t :4,687



Fonte: Produção do próprio autor.

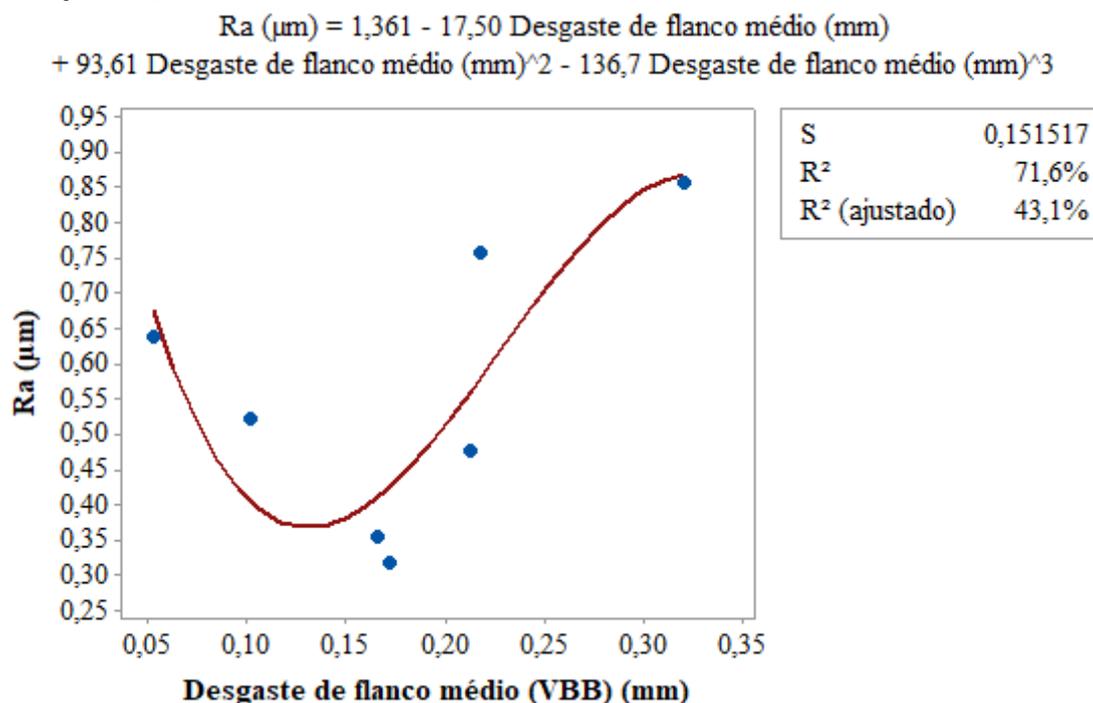
Observa-se que os valores de a rugosidade diminuem até o trecho 4, como o aumento do desgaste da ferramenta, e a partir do trecho 5 voltam a subir até o fim da vida da

ferramenta. O formato do cavaco é inicialmente o helicoidal tipo arruela longo e a partir do trecho 3 e 4 começam a se tornar em formato de fita, possivelmente pelas mudanças na geometria da ferramenta, especialmente pelo surgimento do desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta.

Levando em consideração o comportamento entre os valores dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t e o VB_B , realizou-se um estudo de correlação linear, utilizando o coeficiente de correlação de Pearson, para entender a relação entre estes, e foi comprovado não haver correlação linear significativa, pois, os coeficientes de correlação de Pearson foram muitos baixos e com um valor de p-valor muito acima de 5 % do nível de significância. A correlação de Pearson entre R_a (μm) e o desgaste de flanco médio (mm) foi de 0,429; com um p-valor de 0,337 e entre o R_t (μm) e o desgaste de flanco médio (mm) foi de 0,380 com um p-valor = 0,401. Com isto, buscou-se ajustar uma equação de grau superior que pudesse explicar melhor a relação entre as variáveis analisadas.

Na Figura 65 é apresentada uma análise de regressão com modelo cúbico.

Figura 65 – Análise de regressão entre rugosidade R_a (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.

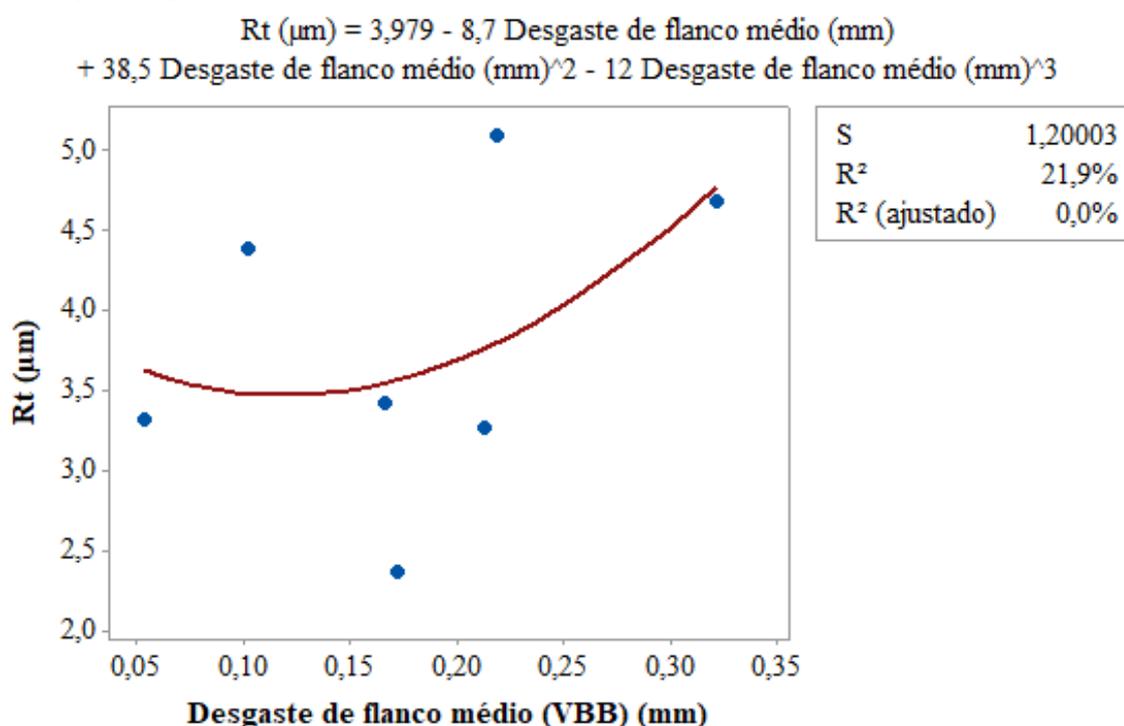


Fonte: Produção do próprio autor.

Apesar de visualmente (Figura 65), o modelo descrever a redução e o aumento da rugosidade R_a , com o aumento do VB_B , o R^2 é de apenas 71,6%. Para o R^2 ajustado, cujo objetivo é de eliminar o efeito do aumento do valor do R^2 quando se adiciona mais variáveis ao modelo, o valor foi menor ainda (43,1 %).

Para a regressão entre a rugosidade R_t e o VB_B , observa-se, pela Figura 66, que nem mesmo uma equação de regressão com modelo cúbico conseguiu descrever adequadamente a relação entre estas variáveis. A equação de regressão se ajusta e responde a somente 21,9 % dos dados desta relação, isto levando em consideração o R^2 .

Figura 66 – Análise de regressão entre rugosidade R_t (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.

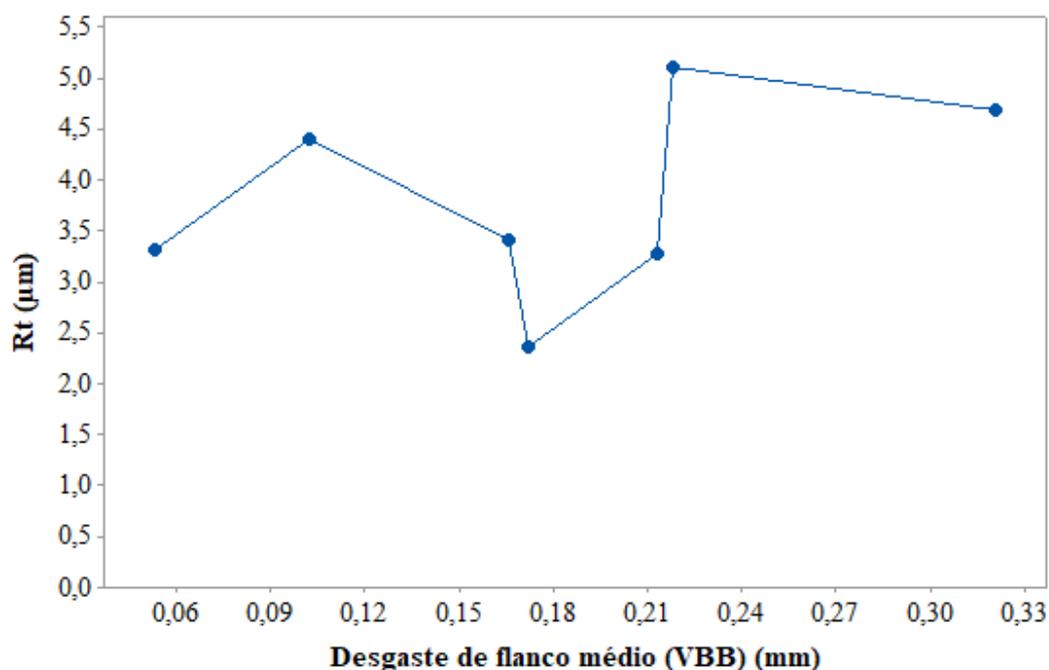


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 67 é visualmente possível perceber o comportamento de redução e na sequência o aumento da rugosidade R_t com o aumento do VB_B . Nota-se que existem pelo menos 3 estágios, um primeiro entre um desgaste de 0,05 e 0,10 mm ocorre um aumento no valor da rugosidade R_t , a partir de 0,10 mm ocorre um estágio de redução da rugosidade R_t com um aumento do desgaste até 0,19 mm e a partir deste ponto até o fim da vida da

ferramenta, o valor de R_t cresce novamente, com uma ligeira tendência de estabilização na fase final, entre aproximadamente 0,22 até 0,321.

Figura 67 – Gráfico de linha para a visualização do efeito de aumento e redução da rugosidade R_t com o desgaste VB_B .

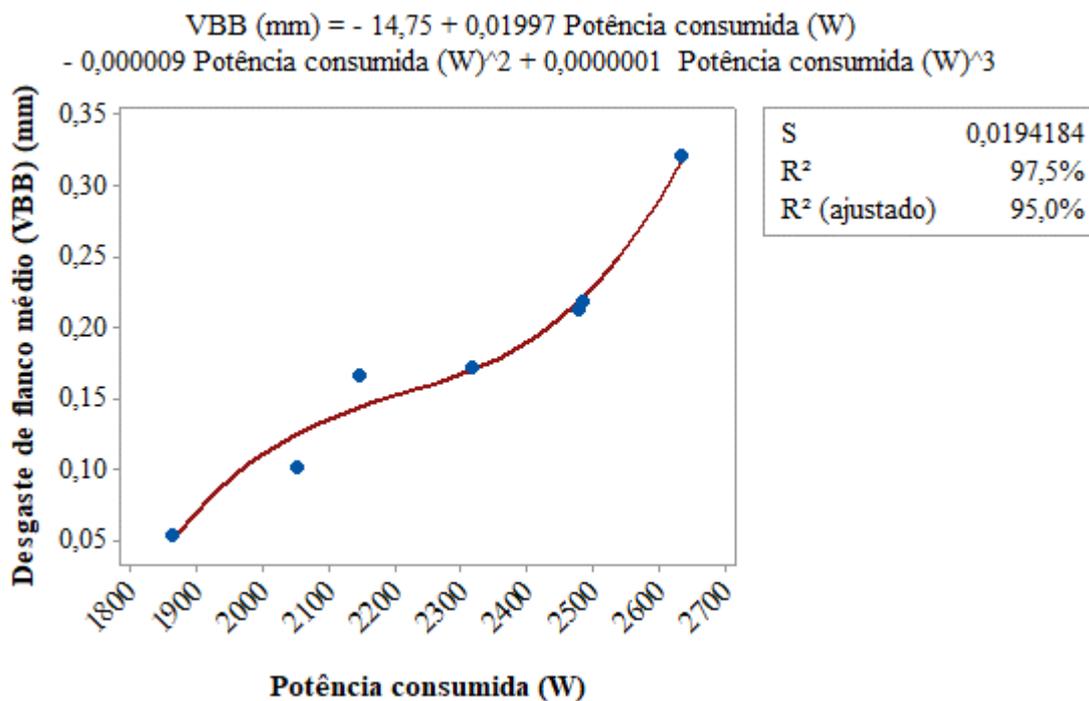


Fonte: Produção do próprio autor.

O estudo de correlação de Pearson para a relação entre os valores de potência consumida e o VB_B , indicou uma forte correlação linear e estatisticamente significativa, pois, o coeficiente de correlação de Pearson foi de 0,959 com um valor de p-valor de 0,001, bem abaixo de 5 % do nível de significância.

Além de comprovadamente existir uma correlação linear entre as variáveis “Potência consumida e VB_B ” foi possível melhorar o ajuste para descrever esta relação, utilizando uma análise de regressão de modelo cúbico (Figura 68), em que se ajusta e responde a 97,5 % dos dados desta relação, isto levando em consideração o R^2 , e se for levado em consideração o R^2 ajustado, 95 %. Constata-se que é possível prever, dentro dos intervalos estudados, de maneira muito satisfatória, os valores de desgaste médio de flanco da ferramenta, através da potência consumida coletada instantaneamente por sensores adequados.

Figura 68 – Análise de regressão entre potência consumida (W) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.



Fonte: Produção do próprio autor.

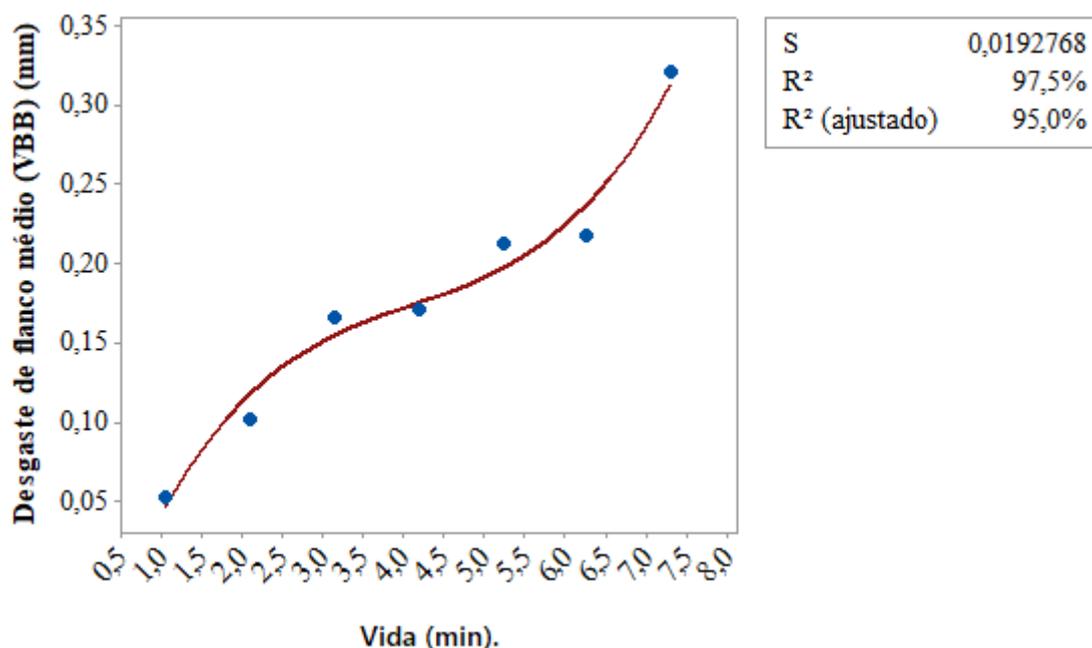
A relação entre o tempo de usinagem em minutos e VB_B , obteve uma correlação linear de 0,966 com um valor de p–valor de 0,000.

Na Figura 69 está representada uma análise de modelo cúbico para as variáveis “Tempo de usinagem e VB_B “, cujo o valor de R^2 foi de 97,5 % e R^2 ajustado de 95 %.

Observa–se que inicialmente ocorre um desgaste mais acentuado da ferramenta, na sequência ocorre uma estabilização da taxa de aumento do desgaste e finalmente esta taxa de desgaste volta a crescer e fica praticamente com a mesma intensidade do início do desgaste, este comportamento possivelmente esteja associado a uma acomodação da ponta da ferramenta ao processo de usinagem o que gera um intervalo de aparente estabilização do desgaste, entretanto, com a continuação da usinagem, o desgaste volta a aumentar até atingir o limite estabelecido, este comportamento está de acordo com Machado et al. (2015) as arestas das ferramentas de corte se desgastam seguindo uma curva padrão (Figura 3), onde é possível distinguir três estágios de desgaste.

Figura 69 – Análise de regressão entre a vida da ferramenta (min.) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, na condição: velocidade de corte de 70 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade de usinagem de 0,50 mm e lubrificação MQF.

$$\text{VBB (mm)} = - 0,07597 + 0,1475 \text{ Vida (min.)} - 0,03165 \text{ Vida (min.)}^2 + 0,002569 \text{ Vida (min.)}^3$$



Fonte: Produção do próprio autor.

4.5 RESULTADOS REFERENTES AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTAS CERÂMICA, CONFORME A METODOLOGIA DE TAGUCHI

Na Tabela 11 são apresentados os resultados médios e desvios padrões de réplicas para as variáveis resposta: R_a , R_t , potência consumida, emissão acústica e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, com estes resultados foram gerados os gráficos e análise de variância (ANOVA) conforme a metodologia de Taguchi, referente ao planejamento apresentado no Quadro 10. Nota-se, pelos valores destacados na Tabela 11 que os melhores resultados gerais são obtidos em sua totalidade pela condição: $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 300$ m/min e $a_p = 0,20$ mm, foram: $R_a = 0,686 \pm 0,223$ μm , $R_t = 6,424 \pm 4,651$ μm , potência consumida = $829,232 \pm 15,172$ W, vibração = $3,024 \pm 0,021$ mm/s, emissão acústica = $0,337 \pm 0,005$ RMS em V e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte = $1,155 \pm 0,266$ mm x 1000/m. Observa-se que melhores resultados, foram obtidos individualmente com avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 300 m/min e profundidade de usinagem de 0,20 mm, entretanto é necessário uma análise conjunta dos fatores de entrada e seus níveis.

Tabela 11 – Resultados médios (\bar{X}) e desvios padrões (s) de réplicas para as variáveis resposta: Ra, Rt, Potência consumida, Emissão acústica e Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte da ferramenta cerâmica.

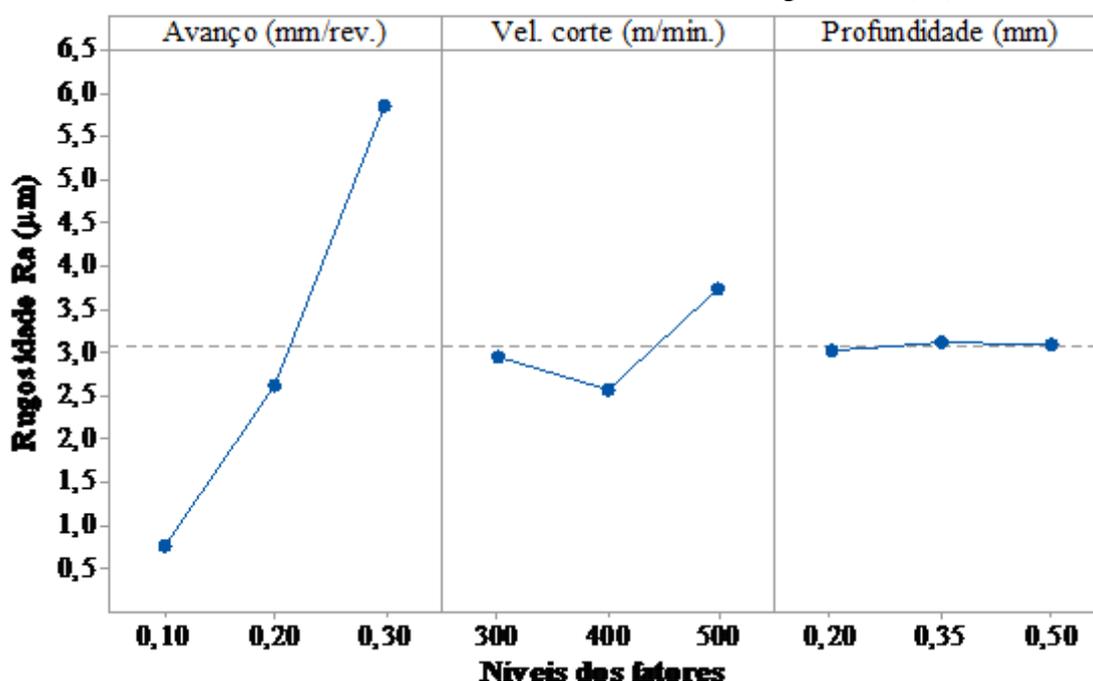
f (mm/rot.)	v_c (m/min.)	a_p (mm)	Ra (μm)		Rt (μm)		Potência consumida (W)		Vibração (mm/s)		Emissão acústica (RMS em V)		Desgaste da ferramenta (mm)		Comprimento de corte (m)		Desg. da ferr.x 1000/compr. de corte (mmx1000/m)	
			\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s	\bar{X}	s
0,10	300	0,20	0,686	0,223	6,424	4,651	829,232	15,172	3,024	0,021	0,337	0,005	0,109	0,025	94,399	0,603	1,155	0,266
0,20	500	0,20	3,803	2,693	13,048	2,157	1465,380	69,173	3,790	0,276	0,364	0,025	0,178	0,035	47,199	0,302	3,781	0,765
0,30	400	0,20	4,577	0,279	25,140	0,562	1855,625	114,140	4,785	0,333	0,365	0,013	0,125	0,041	31,466	0,201	3,978	1,340
0,10	400	0,35	0,887	0,070	8,786	1,995	1360,551	151,936	3,167	0,049	0,364	0,021	0,120	0,042	92,137	1,056	1,306	0,475
0,20	300	0,35	1,824	0,225	11,052	2,853	1998,397	80,109	6,372	0,398	0,372	0,013	0,152	0,029	46,068	0,528	3,294	0,635
0,30	500	0,35	6,637	0,389	36,431	5,403	2545,600	100,795	5,230	0,374	0,382	0,013	0,376	0,041	30,712	0,352	12,234	1,365
0,10	500	0,50	0,733	0,130	8,066	1,276	1630,770	168,988	3,611	0,058	0,369	0,026	0,143	0,021	88,518	1,508	1,622	0,270
0,20	400	0,50	2,224	0,359	13,572	4,464	2526,994	120,270	6,053	0,641	0,389	0,002	0,222	0,018	44,259	0,754	5,013	0,476
0,30	300	0,50	6,346	0,731	29,741	3,024	2963,792	101,333	10,709	0,183	0,370	0,008	0,240	0,026	29,506	0,711	8,109	0,691

Fonte: Produção do próprio autor.

4.5.1 Parâmetros de rugosidade (rugosidade média R_a e rugosidade total R_t)

Na Figura 70, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de rugosidade, através do parâmetro de rugosidade R_a . As tabelas de Análise de Variância (ANOVA) para cada variável resposta estão agrupadas em uma única tabela (Tabela 12), ao final do tópico 4.5.

Figura 70 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_a).

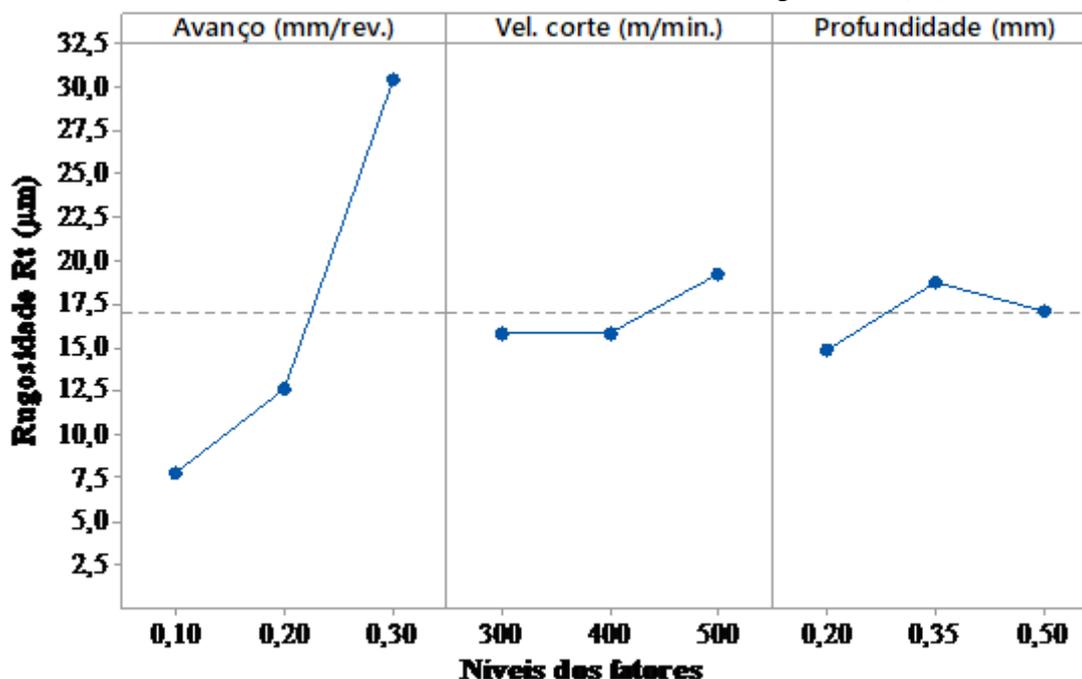


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 71, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de rugosidade, através do parâmetro de rugosidade R_t .

Visualizando as Figuras 70 e 71, observa-se que com o aumento dos níveis do fator “Avanço” ocorreu um aumento acentuado da rugosidade R_a , nota-se que a rugosidade R_t teve um comportamento semelhante ao ocorrido com a R_a , entretanto, acentuando-se mais entre os valores de 0,20 e 0,30 mm/ver. Este comportamento, como para as ferramentas de metal duro revestido, está de acordo com Machado et al. (2015), pois a altura dos picos e vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço, conforme pode-se observar pelas Equações (9) e (10), do subitem 2.7.2.

Figura 71 – Efeitos dos fatores de entrada, sobre as médias de rugosidade (R_t).



Fonte: Produção do próprio autor.

Para os efeitos do fator “Velocidade de corte” na rugosidade R_a , ocorre um comportamento gráfico em formato de “V” em que para as velocidades de 300 e 400 m/min, os valores de rugosidade ficam abaixo da média geral e o menor nível de rugosidade foi obtido na velocidade de 400 m/min, justamente na velocidade de corte em que os valores de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte (Figura 75) e vibração (Figura 73), estavam em seus menores valores. É possível que a velocidade de corte de 400 m/min, tenha proporcionado menores vibrações e conseqüentemente menores valores de desgaste da ferramenta gerando um melhor acabamento. Em relação os efeitos dos níveis do fator velocidade de corte na rugosidade R_t , nota-se o mesmo ocorrido para a rugosidade R_a , entretanto, para os valores de 300 e 400 m/min não existe diferenças visuais significativas. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), a oscilação da rugosidade, com a velocidade de corte, está relacionada com aumento da vibração do sistema de usinagem, em termos da máquina-peça-ferramenta-dispositivo de fixação, com o aumento da velocidade de corte.

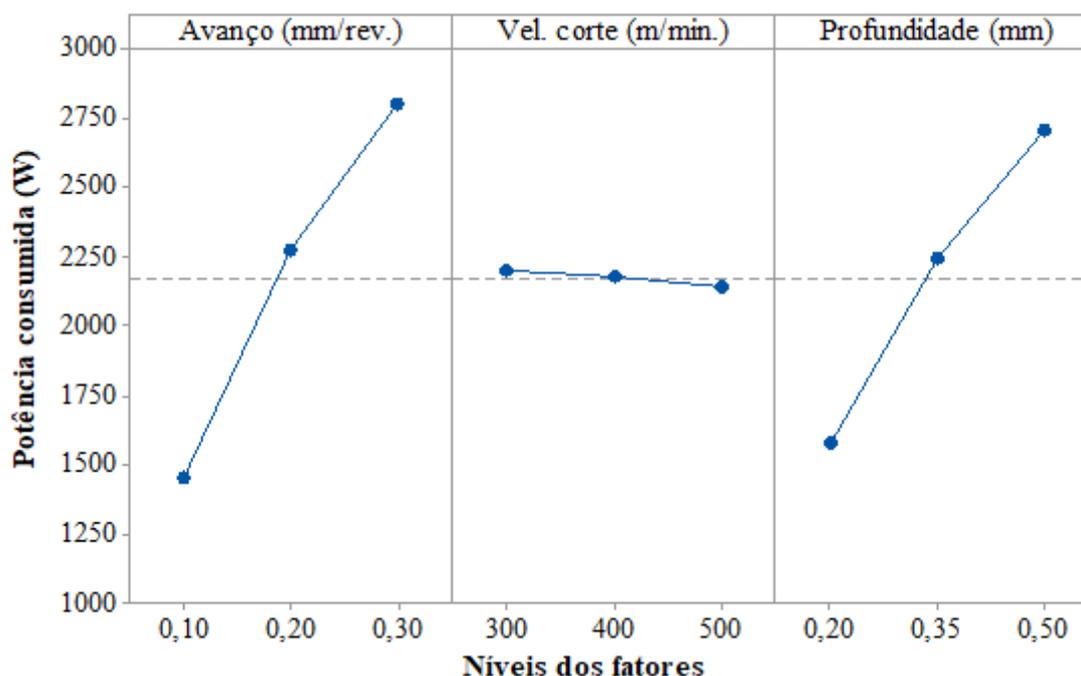
Em relação aos efeitos do fator “profundidade de usinagem” na rugosidade R_a , não se observam diferenças de rugosidade ao se alterar os níveis de profundidade de usinagem. Para a rugosidade R_t , o valor de rugosidade para a profundidade de 0,20 mm foi ligeiramente menor que os demais e abaixo da média geral, ligeiramente mais sensível a mudanças nos níveis de profundidade de usinagem em relação ao parâmetro R_a . Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), não existe uma influência significativa da profundidade de usinagem na

rugosidade, exceto quando o valor da profundidade de usinagem passa a ser maior que o raio de ponta da ferramenta, proporcionando que uma parte do contato peça–ferramenta, seja realizado na porção reta da aresta de corte, gerando um efeito de diminuição da força e profundidade, melhorando consequentemente o acabamento.

4.5.2 Potência consumida

Na Figura 72, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de potência consumida.

Figura 72 – Efeitos dos fatores sobre as médias de potência consumida.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para o fator avanço, nota-se que a potência consumida descreve um comportamento praticamente linear e crescente com o aumento nos níveis de avanço, e que para um avanço de 0,10 mm/rev até avanços muito próximos, porém inferiores a 0,20 mm/rev, os valores de potência são ainda inferiores à média geral.

Em relação aos efeitos dos níveis do fator velocidade de corte, nota-se que não existe diferenças visuais significativas, apesar de um leve comportamento decrescente da potência com o aumento da velocidade, próximo da média geral. É possível que os aumentos da velocidade de corte tenham diminuído quase que proporcionalmente a força de corte utilizada

para cisalhar o material da peça, fazendo com que a potência consumida permanecesse praticamente no mesmo patamar.

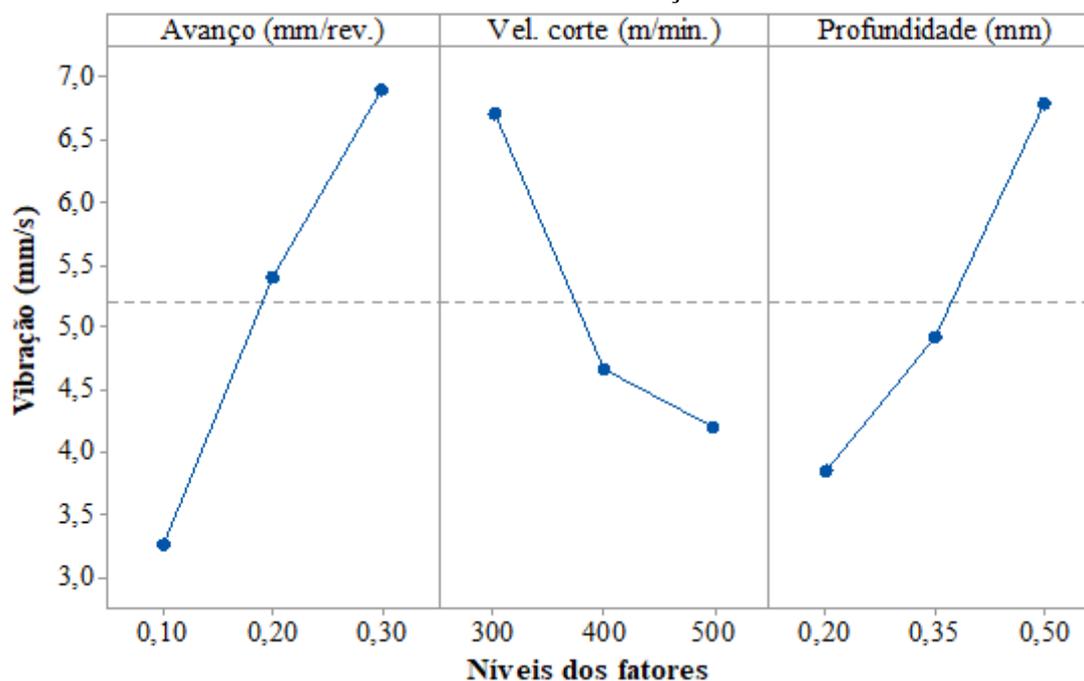
Em relação à profundidade de usinagem, a potência consumida descreve um comportamento muito semelhante ao ocorrido com o fator avanço, uma relação praticamente linear e diretamente proporcional, em que profundidades de corte entre 0,20 mm e inferiores a 0,35 mm resultam em potências inferiores à média geral.

Segundo Machado (2015) tanto o aumento da profundidade de usinagem, quanto de avanço, ocasiona um aumento da área da seção de corte (A) e conseqüentemente, a potência.

4.5.3 Vibração

Na Figura 73, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de vibração.

Figura 73 – Efeitos dos fatores sobre as médias de vibração.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para o fator avanço, nota-se um acentuado e linear aumento da vibração com o aumento nos níveis de avanço, e que para um avanço de 0,10 mm/rev até avanços muito próximos, porém inferiores a 0,20 mm/rev, os valores de vibração são ainda inferiores à média geral. O resultado diverge das conclusões de Diniz e Hara (1999) apud Souza (2004) e Arshinov e Alekseev (1970) apud Bonifácio (1993) quando afirmam que a influência do avanço é

praticamente desprezível na vibração da ferramenta. No presente trabalho é visível que a vibração é fortemente influenciada pelo avanço, possivelmente pelo aumento acentuado do desgaste com o aumento do avanço (Figura 75). Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), quanto maior o avanço, maior a quantidade de calor imputada ao processo, apesar de simultaneamente aumentar a área da ferramenta que recebe este calor. Este efeito, como pode ser observado na Figura 75, gerou um aumento acentuado no desgaste da ferramenta, e isto pode ter sido a causa do aumento acentuado das vibrações.

Em relação aos efeitos dos níveis do fator velocidade de corte, nota-se uma relação inversamente proporcional do aumento da velocidade de corte e entre os níveis 300 e 400 m/min ocorre um decréscimo acentuado da vibração, resultando em valores abaixo da média geral. Este resultado diverge das conclusões de Diniz e Hara (1999) apud Souza (2004) ao afirmar que a vibração da ferramenta cresce com o aumento da velocidade de corte, entretanto está de acordo com Arshinov e Alekseev (1970) apud Bonifácio (1993) quando comentam que trabalhando em velocidades de corte baixas, um aumento da velocidade aumenta a vibração do sistema e a partir de uma determinada velocidade de corte (que depende da rigidez do sistema) as vibrações tendem a decrescer. Para o intervalo dos níveis dos fatores analisados, o melhor acabamento é dependente de menores vibrações e isto ocorreu com o aumento da velocidade de corte, entretanto, este aumento da velocidade de corte parece diminuir os valores de rugosidade até valores de velocidade de corte próximos a 400 m/min, como observado nas Figuras 70 e 71.

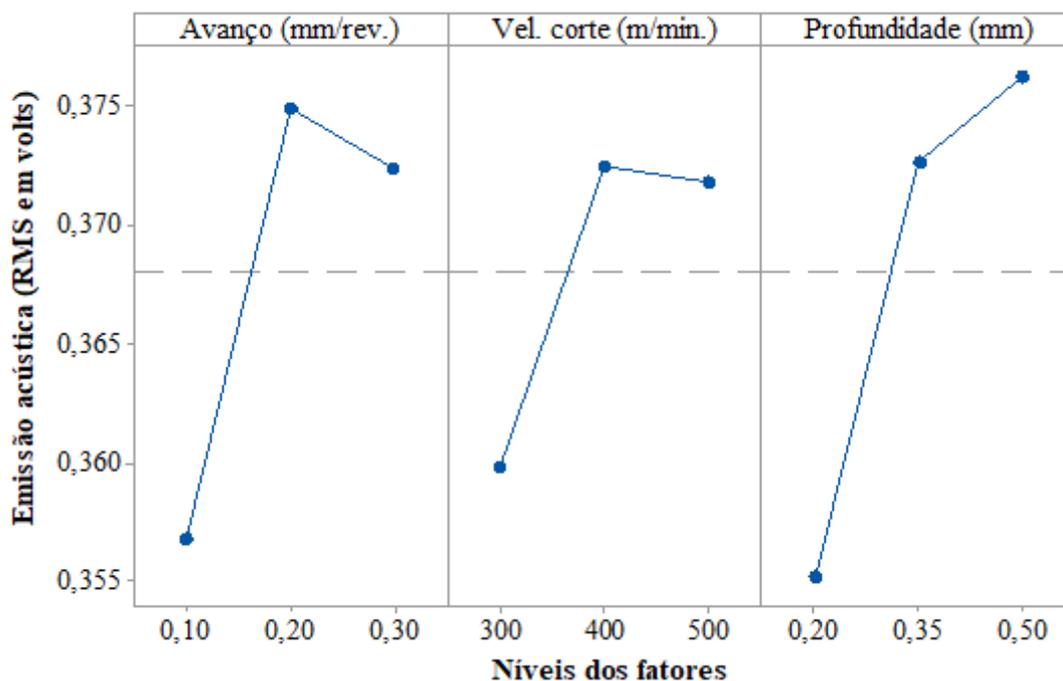
Ainda sobre os efeitos da variação da velocidade de corte sobre a vibração, uma comparação importante se faz necessário. A vibração, para as ferramentas de metal duro, cresce linear e acentuadamente com o aumento da velocidade de corte (Figura 50), em contrapartida o comportamento da vibração para a ferramenta cerâmica em relação a velocidade de corte, como pode ser visualizado na Figura 73, é decrescente. Uma explicação para esta diferença seria a de que com velocidades de corte nos patamares utilizados pela usinagem com ferramenta cerâmica é possível que a temperatura de usinagem atinja níveis suficientemente elevados à ponto de facilitar a usinagem de uma maneira muito superior a usinagem com ferramenta de metal duro, apesar de comparativamente, mais altas velocidades de corte em relação a usinagem com ferramentas de metal duro, a vibração decresceu com o aumento da velocidade de corte, portanto, o possível efeito do aumento da temperatura com o aumento da velocidade de corte foi consideravelmente superior ao aumento da vibração com aumento da velocidade de corte, ao ponto de reduzir a vibração do sistema.

Em relação à profundidade de usinagem, a vibração descreve um comportamento muito semelhante ao ocorrido com o fator avanço, uma relação praticamente linear e diretamente proporcional, em que profundidades de corte entre 0,20 mm e inferiores a 0,40 mm resultam em valores de vibração inferiores à média geral. Este resultado está de acordo com as conclusões de Diniz e Hara (1999) apud Souza (2004) e Arshinov e Alekseev (1970) apud Bonifácio (1993) ao afirmar que a vibração tende a aumentar com o aumento da profundidade de usinagem.

4.5.4 Emissão acústica

Na Figura 74, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de emissão acústica.

Figura 74 – Efeitos dos fatores sobre as médias de emissão acústica.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para o fator avanço, nota-se um acentuado e linear aumento da emissão com o aumento nos níveis de avanço entre 0,10 e 0,20 mm/rev, a partir deste ponto em diante ocorre uma leve redução da emissão acústica até 0,30 mm/rev

Em relação aos efeitos dos níveis do fator velocidade de corte, nota-se uma relação muito semelhante, porém com menor intensidade ao que ocorre com o avanço, com o aumento nos níveis de velocidade de corte entre 300 e 400 /min. ocorre um acentuado

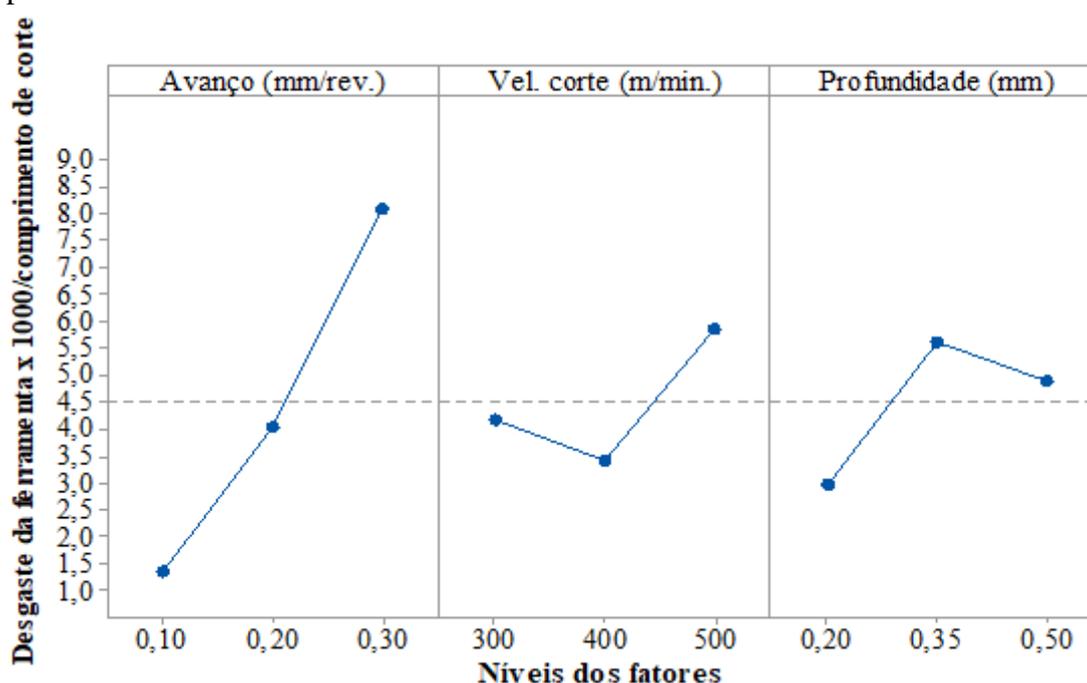
aumento nos valores de emissão acústica e a partir deste ponto em diante ocorre uma leve redução da emissão acústica até 500 /min.

Em relação a profundidade de usinagem, a emissão acústica descreve uma relação linear e diretamente proporcional para profundidades de corte inferiores a 0,35 mm, com uma mudança de inclinação, porém ainda crescente, com o aumento da profundidade.

4.5.5 Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte

Na Figura 75, observa-se o gráfico do resultado dos valores médios obtidos nas medições de desgaste da ferramenta x 1000 em relação ao comprimento de corte.

Figura 75 – Efeitos dos fatores sobre as médias de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte.



Fonte: Produção do próprio autor.

Para o fator avanço observa-se uma relação diretamente proporcional e linear com o desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, com aumento dos níveis de avanço, aumentam-se os valores do desgaste da ferramenta. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013), quanto maior o avanço, maior é a quantidade de calor imputada ao processo, porém simultaneamente, aumenta-se a área da ferramenta que recebe este calor. Ao contrário das afirmações destes pesquisadores avanço, para as condições de usinagem utilizadas neste trabalho de doutorado, teve um papel mais relevante que a velocidade de corte, no desgaste da ferramenta.

Em relação à velocidade de corte, ocorreu um comportamento em formato de “V”, muito semelhante ao comportamento da rugosidade R_a em relação a velocidade de corte, em que para valores entre 300 e 400 m/min obtém-se valores de desgaste inferiores à média geral, o ponto de inflexão ocorre justamente em 400 m/min (onde ocorre o menor valor de desgaste), valor a partir do qual começa a aumentar novamente os valores de desgaste da ferramenta em relação ao comprimento usinado. Com comentado para as ferramentas de metal duro, os ganhos obtidos pelo aumento da velocidade de corte, consequentemente da temperatura de usinagem o que facilita o cisalhamento do material, podem ser superados pela tendência de aumento da vibração no sistema de usinagem, que acaba afetando negativamente o acabamento da peça usinada, o desgaste da ferramenta e potência corte. Analisando as Figuras 70 a 75, observa-se que na velocidade de 400 m/min, os valores dos parâmetros de rugosidade e do desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte são menores, com tendência de estabilização dos valores de potência consumida, vibração e emissão acústica, com o aumento da velocidade de corte. Apesar da diminuição da vibração, com o aumento da velocidade de corte, existe uma tendência de estabilização ou até mesmo um possível crescimento da vibração a partir de 500 m/min, como pode ser observado na Figura 73.

Em se tratando da profundidade de usinagem observa-se um “V” invertido, em que um avanço de 0,20 até aproximadamente 0,30 mm, obtém-se valores de desgaste da ferramenta em relação comprimento de corte inferiores a média geral, o ponto de inflexão ocorre em 0,35 mm, ponto em que ocorre um decréscimo do desgaste da ferramenta até atingir 0,50 mm. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2013) a influência da profundidade de usinagem é menor que os efeitos da velocidade de corte e avanço, no desgaste e vida da ferramenta de corte. Ao ser aumentada, a profundidade de usinagem não altera a energia destinada ao corte por unidade de área, nem a velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado por meio do uso de uma maior porção da aresta de corte.

Na Tabela 12 são apresentadas as melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, com objetivo de obter os menores valores das variáveis resposta, analisando os gráficos das Figuras 70 a 75.

Tabela 12 – Melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável resposta.

Variáveis de entrada/níveis			
Variáveis resposta	Avanço (mm/rev.)	Velocidade de corte (m/min.)	Profundidade de corte (mm)
Rugosidade R_a	0,10	400	0,20
Rugosidade R_t	0,10	400	0,20
Potência consumida	0,10	500	0,20
Vibração	0,10	500	0,20
Emissão acústica	0,10	300	0,20
Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte	0,10	400	0,20

Fonte: Produção do próprio autor.

Observa-se que um avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 400 m/min e uma profundidade de 0,20 mm são os níveis das variáveis de entrada que mais ocorrem para atender a condição “Menor é melhor”, principalmente para as variáveis resposta, “ R_a , R_t e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte”. Entretanto, para a “Potência consumida” em relação a “Velocidade de corte”, observando a Figura 72, seria indiferente.

Na Tabela 13 são apresentadas as Análises de variância (ANOVA), para todas as relações (variáveis de entrada/resposta) estudadas neste tópico.

Observa-se por estes resultados que, o avanço foi a variável de entrada que mais trouxe diferenças estatisticamente significativas para os valores das variáveis resposta, principalmente para três das mais importantes deste estudo: R_a , R_t e para a potência consumida. A velocidade de corte não provocou diferenças estatisticamente significativas, apesar de valores de F não desprezíveis para as variáveis “Vibração e Emissão acústica”.

A variável de entrada “Avanço” para a variável resposta “ R_a ”, o valor de F foi de 15,37, contudo a mudança nos níveis da variável de entrada não provocou diferenças estatisticamente significativas, em um nível de significância de 5%, na rugosidade R_a , pois o p-valor foi 0,061. O mesmo ocorreu também com a variável de entrada “avanço” para o desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, o valor de F foi de 4,58, entretanto o valor de p-valor foi 0,179.

Tabela 13 – Análise de variância para as médias das respostas para o planejamento experimental com ferramenta cerâmica.

Variáveis de entrada	GL	SQ	SMQ	F	P
Rugosidade R_a					
Avanço (mm/rev.)	2	39,744	19,872	15,37	0,061*
Vel. corte (m/min.)	2	2,0983	1,0491	0,81	0,552
Profundidade (mm)	2	0,0154	0,0077	0,01	0,994
Erro residual	2	2,5856	1,2928		
Total	8	44,4433			
Rugosidade R_t					
Avanço (mm/rev.)	2	857,04	428,52	34,26	0,028*
Vel. corte (m/min.)	2	23,08	11,54	0,92	0,520
Profundidade (mm)	2	22,84	11,42	0,91	0,523
Erro residual	2	25,02	12,51		
Total	8	927,98			
Potência consumida					
Avanço (mm/rev.)	2	2763254	1381627	68,57	0,014*
Vel. corte (m/min.)	2	5049	2525	0,13	0,889
Profundidade (mm)	2	1930574	965287	47,9	0,020*
Erro residual	2	40301	20151		
Total	8	4739178			
Vibração					
Avanço (mm/rev.)	2	20,085	10,042	9,09	0,099
Vel. corte (m/min.)	2	10,552	5,276	4,77	0,173
Profundidade (mm)	2	13,157	6,579	5,95	0,144
Erro residual	2	2,21	1,105		
Total	8	46,005			
Emissão acústica					
Avanço (mm/rev.)	2	0,00058	0,00029	28	0,034*
Vel. corte (m/min.)	2	0,00031	0,00015	14,8	0,063
Profundidade (mm)	2	0,00076	0,00038	36,98	0,026*
Erro residual	2	2,1E-05	0,00001		
Total	8	0,00167			
Desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte					
Avanço (mm/rev.)	2	69,248	34,624	4,58	0,179
Vel. corte (m/min.)	2	9,421	4,71	0,62	0,616
Profundidade (mm)	2	11,228	5,614	0,74	0,574
Erro residual	2	15,111	7,556		
Total	8	105,008			

*valor significativo ao nível de 5% de significância.

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

No tópico 4.6, equações de regressão múltipla são estabelecidas, visando analisar se as combinações das variáveis de entrada podem prever os valores das variáveis reposita, bem como o erro associado a esta previsão.

4.6 ANÁLISE DE REGRESSÃO LINEAR MÚLTIPLA REFERENTE AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTA CERÂMICA

As equações de regressão são apresentadas nas Tabelas de 14 a 19 para as variáveis resposta “ R_a , R_t , potência consumida, vibração, emissão acústica e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte”.

Em relação a análise do erro por falta de ajuste, se o valor de p for menor que o nível de significância escolhido (neste trabalho 5%) conclui-se que o modelo não se ajusta com exatidão aos dados. Para os demais itens apresentados na coluna variáveis de entrada se o valor de p for menor que o nível de significância escolhido, a variável é estatisticamente significativa.

Observa-se pela Tabela 14, para a variável resposta “ R_a ”, que a equação de regressão linear múltipla é estatisticamente significativa. Entretanto, apenas, a variável “Avanço” contribui de maneira estatisticamente significativa para a equação de regressão, a variável “Velocidade de corte” ficou muito próximo do nível de significância estipulado com um valor de F de 2. A variável “Profundidade de usinagem” não teve uma contribuição estatisticamente significativa para a construção do modelo. O erro por falta de ajuste foi estatisticamente significativo, portanto, conclui-se que o modelo de regressão linear não se ajusta com exatidão aos dados.

A análise das demais tabelas, neste tópico, segue o mesmo raciocínio utilizado na descrição da Tabela 14.

Tabela 14 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_a .

Análise de variância da equação de regressão						
Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	119,05	79,44%	39,684	29,63	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	116,34	77,63%	116,34	86,85	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	2,685	1,79%	2,685	2	0,170
Profundidade (mm)	1	0,028	0,02%	0,028	0,02	0,886
Erro	23	30,808	20,56%	1,339		
Falta de ajuste	5	14,278	9,53%	2,856	3,11	0,034
Erro puro	18	16,53	11,03%	0,918		
Total	26	149,86	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 15 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta R_t .

$$R_t (\mu\text{m}) = -15,28 + 113,4 \text{ Avanço (mm/rev.)} + 0,0172 \text{ Vel. corte (m/min.)} + 7,52 \text{ Profundidade (mm)}$$

$$R^2 = 80,19\%$$

$$\text{Erro padrão da regressão (S)} = 5,06705$$

Análise de variância da equação de regressão

Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	2390,7	80,19%	796,88	31,04	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	2314,4	77,63%	2314,4	90,14	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	53,34	1,79%	53,34	2,08	0,163
Profundidade (mm)	1	22,9	0,77%	22,9	0,89	0,355
Erro	23	590,52	19,81%	25,67		
Falta de ajuste	5	393,29	13,19%	78,66	7,18	0,001
Erro puro	18	197,23	6,62%	10,96		
Total	26	2981,2	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 16– Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta potência consumida.

$$\text{Potência (W)} = -329 + 5907 \text{ Avanço (mm/rev.)} - 0,249 \text{ Vel. corte (m/min.)} + 3301 \text{ Profundidade (mm)}$$

$$R^2 = 95,8\%$$

$$\text{Erro padrão da regressão (S)} = 142,848$$

Análise de variância da equação de regressão

Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	10707185	95,80%	3569062	174,91	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	6281615	56,20%	6281615	307,84	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	11201	0,10%	11201	0,55	0,466
Profundidade (mm)	1	4414369	39,50%	4414369	216,33	0,000
Erro	23	469328	4,20%	20406		
Falta de ajuste	5	247337	2,21%	49467	4,01	0,013
Erro puro	18	221990	1,99%	12333		
Total	26	11176512	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 17 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta vibração.

$$\text{Vibração (mm/s)} = 3,123 + 18,20 \text{ Avanço (mm/rev.)} - 0,01246 \text{ Vel. corte (m/min.)} + 9,75 \text{ Profundidade (mm)}$$

$$R^2 = 90,12\%$$

$$\text{Erro padrão da regressão (S)} = 0,775107$$

Análise de variância da equação de regressão

Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	126,065	90,12%	42,0217	69,94	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	59,65	42,64%	59,6501	99,29	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	27,931	19,97%	27,9307	46,49	0,000
Profundidade (mm)	1	38,484	27,51%	38,4844	64,06	0,000
Erro	23	13,818	9,88%	0,6008		
Falta de ajuste	5	11,948	8,54%	2,3897	23	0,000
Erro puro	18	1,87	1,34%	0,1039		
Total	26	139,883	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 18 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta emissão acústica.

$$\text{EA (RMS em V)} = 0,3039 + 0,0779 \text{ Avanço (mm/rev.)} + 0,000060 \text{ Vel. corte (m/min.)} + 0,0703 \text{ Profundidade (mm)}$$

$$R^2 = 38,4\%$$

$$\text{Erro padrão da regressão (S)} = 0,016162$$

Análise de variância da equação de regressão

Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	0,003745	38,40%	0,001248	4,78	0,010
Avanço (mm/rev.)	1	0,001094	11,21%	0,001094	4,19	0,052
Vel. corte (m/min.)	1	0,000648	6,64%	0,000648	2,48	0,129
Profundidade (mm)	1	0,002004	20,55%	0,002004	7,67	0,011
Erro	23	0,006008	61,60%	0,000261		
Falta de ajuste	5	0,001261	12,93%	0,000252	0,96	0,470
Erro puro	18	0,004747	48,67%	0,000264		
Total	26	0,009753	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 19 – Equação de regressão linear e sua respectiva análise de variância, para a variável resposta desgaste da ferramenta/comprimento de corte.

$$\text{Desgaste/comp.} = -7,90 + 33,65 \text{ Avanço (mm/rev.)} + 0,00854 \text{ Vel. corte (m/min.)} + 6,42 \text{ Profundidade (mm)}$$

$$R^2 = 70,77\%$$

$$\text{Erro padrão da regressão (S)} = 2,03736$$

Análise de variância da equação de regressão

Variáveis de entrada	GL	SQ	Contribuição	SMQ	F	P
Regressão	3	221,14	70,77%	73,714	17,76	0,000
Avanço (mm/rev.)	1	191,3	61,22%	190,532	45,9	0,000
Vel. corte (m/min.)	1	14,21	4,55%	12,278	2,96	0,099
Profundidade (mm)	1	15,63	5,00%	15,627	3,76	0,065
Erro	22	91,32	29,23%	4,151		
Falta de ajuste	5	80,35	25,72%	16,071	24,91	0,000
Erro puro	17	10,97	3,51%	0,645		
Total	25	312,46	100,00%			

Legenda: SQ – Soma dos quadrados dos efeitos; GL – número de graus de liberdade; SMQ – soma média quadrática; F – Distribuição F; P – p-valor.

Fonte: Produção do próprio autor.

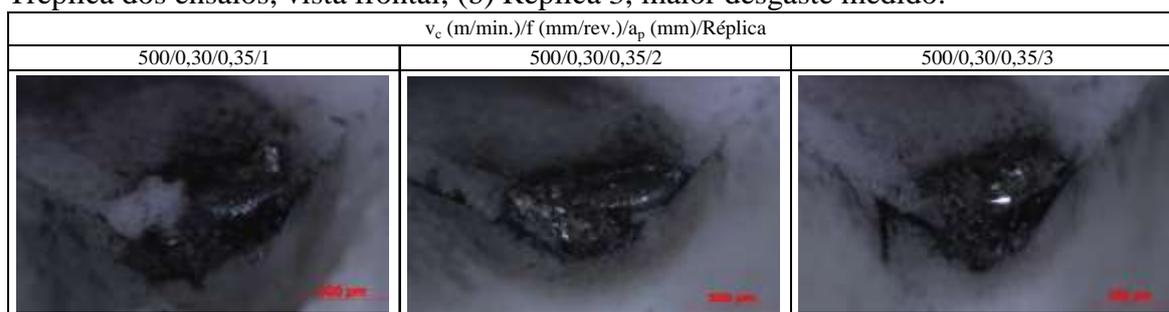
Observa-se, nas Tabelas de 14 a 19, que os maiores valores de R^2 ocorreram para a variável reposita “Potência consumida” (95,80 %) e “Vibração” (90,12 %) e a variável reposita com o menor valor de R^2 foi a “Emissão acústica” (38,40 %), as outras variáveis mantiveram-se entre 70 e 80%. O erro por falta de ajuste somente não foi estatisticamente significativo para a variável emissão acústica. Portanto, utilizando equações lineares múltiplas, é possível, prever os valores das todas as variáveis reposita com um razoável nível de precisão, especialmente a potência consumida e a rugosidade R_a , exceto para os valores da emissão acústica que não se ajustam linearmente às variáveis de entrada.

4.7 DESGASTE DAS FERRAMENTAS E CAVACOS GERADOS REFERENTES AO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL COM FERRAMENTA CERÂMICA

Neste tópico são apresentadas e analisadas as condições experimentais que apresentaram os maiores e menores desgastes da ferramenta x 1000/comprimento de corte.

Na Figura 76 (a) e (b) são apresentadas, respectivamente, as imagens do desgaste da ferramenta referentes aos três ensaios realizados e a ferramenta com maior desgaste medido, para seguinte condição experimental: $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm.

Figura 76 – Imagem gerada no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco. (a) Tréplica dos ensaios, vista frontal; (b) Réplica 3, maior desgaste medido.



(a)



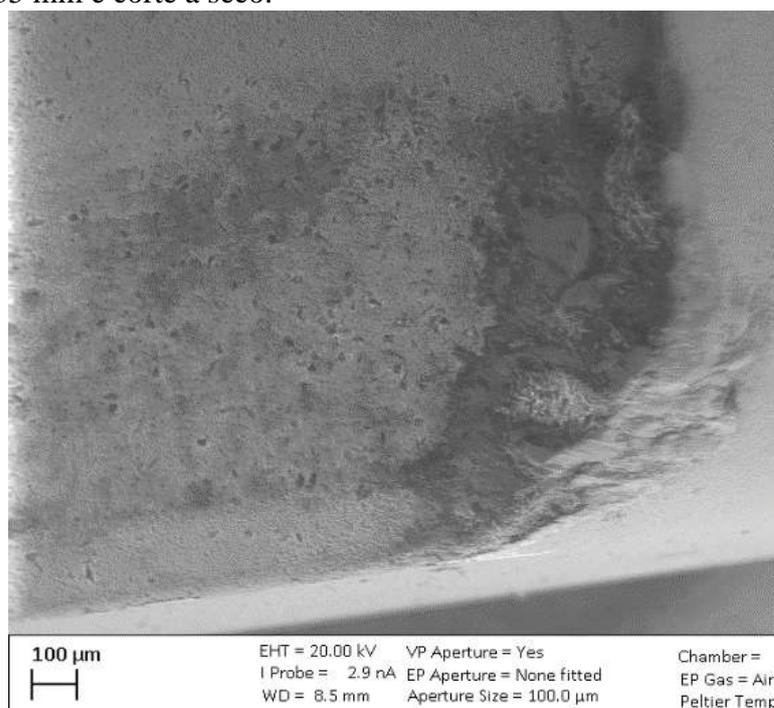
(b) 500/0,30/0,35/3

Fonte: Produção do próprio autor.

Na primeira réplica do ensaio (Figura 76 (a)) ocorreu um lascamento entre a aresta principal de corte e a ponta da ferramenta, o que não ocorreu nas demais repetições. Na Figura 76 (b) nota-se a presença de material metálico aderido a ponta da ferramenta, e este material impõe uma certa dificuldade em definir com precisão o desgaste de flanco. É possível que a superfície áspera deixada pelo desgaste de flanco tenha contribuído para facilitar a ancoragem do material usinado, na ponta da ferramenta. Para a tréplica realizada nesta condição experimental, a média do desgaste médio de flanco foi de $0,376 \pm 0,041$ mm, usinando um comprimento de corte médio de $30,712 \pm 0,352$ m.

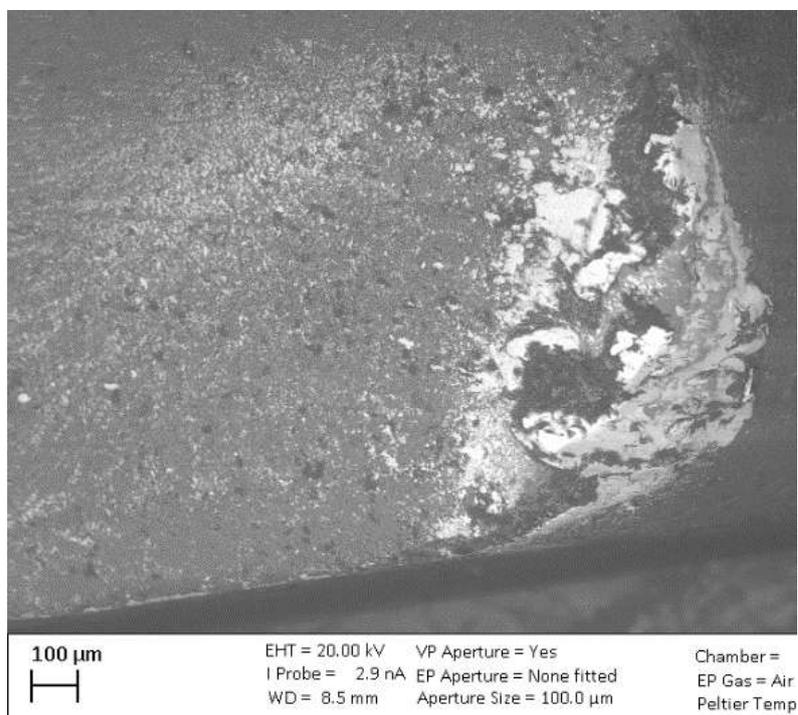
As imagens obtidas no MEV são apresentadas nas Figuras 77 e 78.

Figura 77 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE – Detector de Elétrons Secundários de Pressão Variável) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 78 – Imagem realizada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.

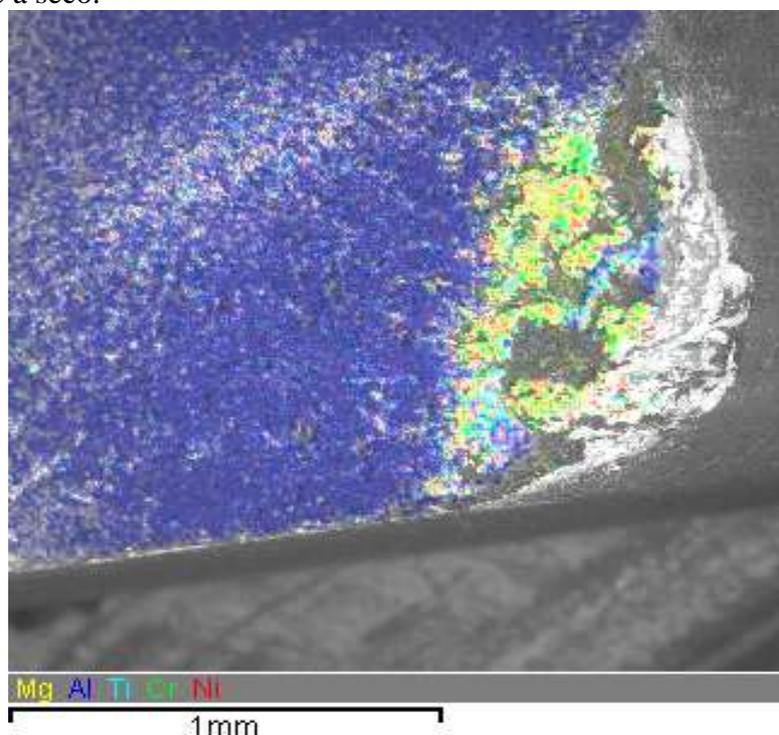


Fonte: Produção do próprio autor.

Observa-se nitidamente o desgaste de flanco, não estando presentes outros tipos de desgaste ou avaria. É possível identificar, especialmente pela imagem da Figura 78, pequenas regiões na ponta da ferramenta, com um brilho diferente do restante da ferramenta reforçando a ideia de que existe realmente a presença do material da peça usinada na ponta da ferramenta, mais especificamente sobre as de flanco e superfície de saída.

Na Figura 79, observa-se a imagem da técnica de EDS, em que, com auxílio de representação de cores é possível constatar, na superfície da ferramenta, a presença dos elementos químicos Mg, Al (componentes majoritários da ferramenta), bem como os elementos Ti, Cr e Ni (Ni e Cr componentes majoritários da peça usinada), percebe-se ainda, que a uma certa distância da ponta da ferramenta existe somente a cor azul com traços amarelos, que identificam os elementos Al e Mg, respectivamente. A presença dos elementos Ni e Cr confirmam a presença de material usinado, na ponta da ferramenta. Uma possível explicação para a presença destes elementos na ponta da ferramenta, como já foi mencionado, seria o aumento da rugosidade na aresta de corte da ferramenta além de micro reentrâncias, ocasionada pelo desgaste de flanco ou microlascamento da aresta, o que possivelmente tenha facilitado uma ancoragem física do material usinado nesta região.

Figura 79 – Imagem gerada no MEV (detector EDS) detalhando a presença dos elementos (Mg, Al, Ti, Cr e Ni) na ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

No estudo do desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga “*waspaloy*”, Silva, Coelho e Catai (2004) comentam que o desgaste de entalhe na altura da profundidade de usinagem é originado pela alta deformação plástica na extremidade da profundidade de usinagem, ocasionando aumento na temperatura, o que favorece a adesão de material da peça na ferramenta. Em todas as condições, a limitação do desgaste transcorreu por desgaste de entalhe na altura da profundidade de usinagem associado aos desgastes por abrasão, difusão e *attrition* (aderência e arrastamento), envolvendo a perda de material por microsulcamento ou sulcos, causada por partículas de elevada dureza.

Nas Figuras 80 (a) e (b) são apresentadas imagens que possibilitam a identificação do formato e tipo do cavaco para a condição experimental: $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm. Percebe-se que o formato do cavaco gerado (Figura 80 (a)), conforme a Norma ABNT ISO 3685 (2016), foi o cavaco em arco conectado/solto e o tipo do cavaco segmentado ou cisalhado (Figura 80 (b)).

Figura 80 – Imagem detalhando: (a) as formas; (b) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta cerâmica, $v_c = 500$ m/min, $f = 0,30$ mm/rev, $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



(a)



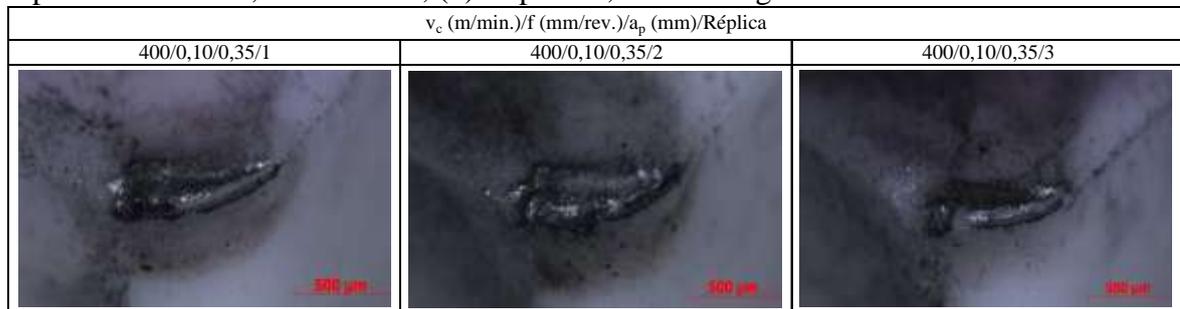
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 81 (a) e (b) são apresentadas, respectivamente, as imagens do desgaste da ferramenta referentes aos três ensaios realizados para cada condição experimental e a ferramenta com menor desgaste medido, para seguinte condição experimental: $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm.

Na Figura 81 (a) observa-se que, apesar dos menores desgastes médio de flanco medidos, parece ter ocorrido desgaste de entalhe na aresta principal de corte. Na Figura 81(b) nota-se a presença de material metálico aderido a ponta da ferramenta, porém, aparentemente em menor quantidade em relação ao desgaste apresentado na Figura 76 e a presença deste material impõe uma certa dificuldade em definir com precisão o desgaste de flanco. Para a réplica realizada nesta condição experimental, a média do desgaste médio de flanco foi de $0,120 \pm 0,042$ mm, usinando um comprimento de corte médio de $92,137 \pm 1,056$ m.

Figura 81 – Imagem gerada no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco. (a) Tréplica dos ensaios, vista frontal; (b) Réplica 1, menor desgaste medido.



(a)

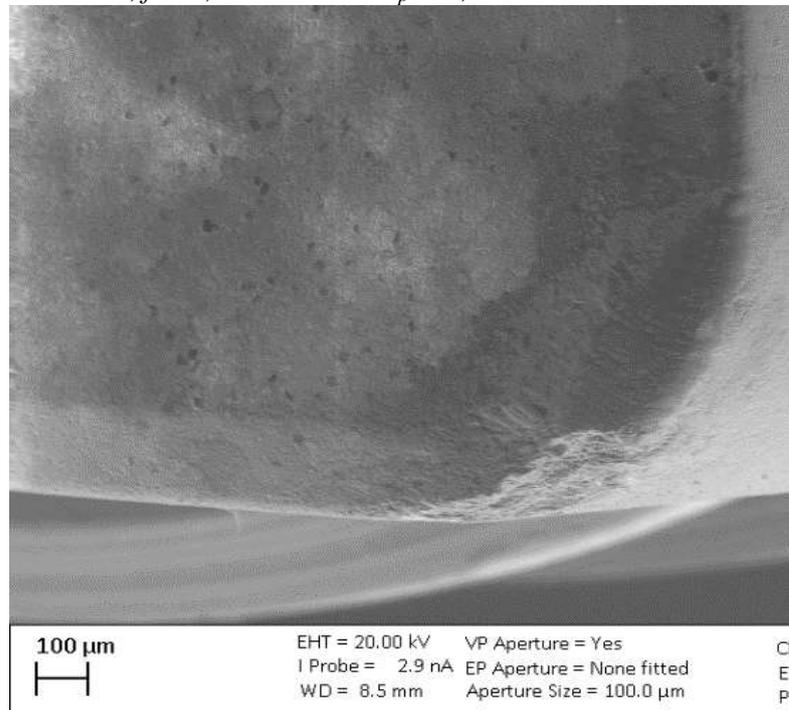


(b) 400/0,1/0,35/1

Fonte: Produção do próprio autor.

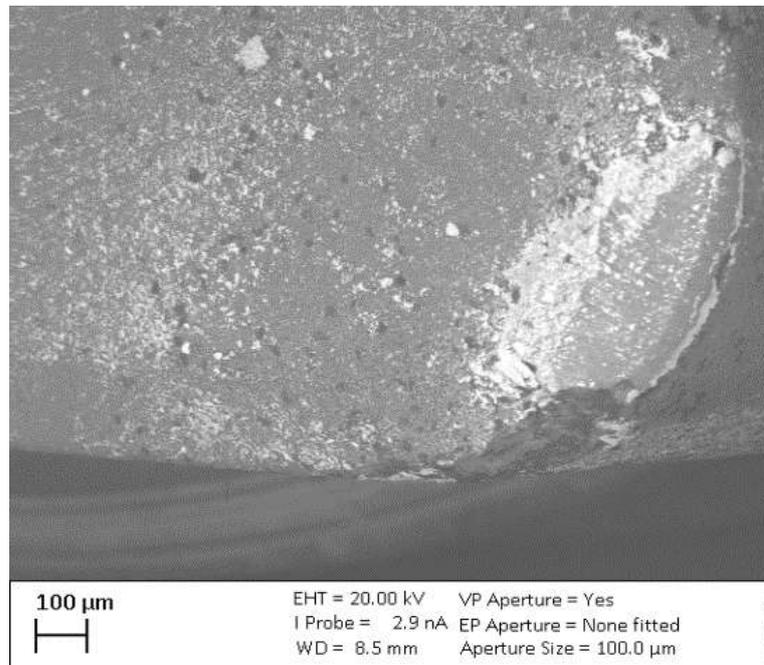
As imagens obtidas no MEV são apresentadas nas Figuras 82 e 83. Pelas imagens é possível observar que além do desgaste de flanco, ocorreu um pequeno desgaste de entalhe ou lascamento.

Figura 82 – Imagem gerada no MEV (detector VPSE) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

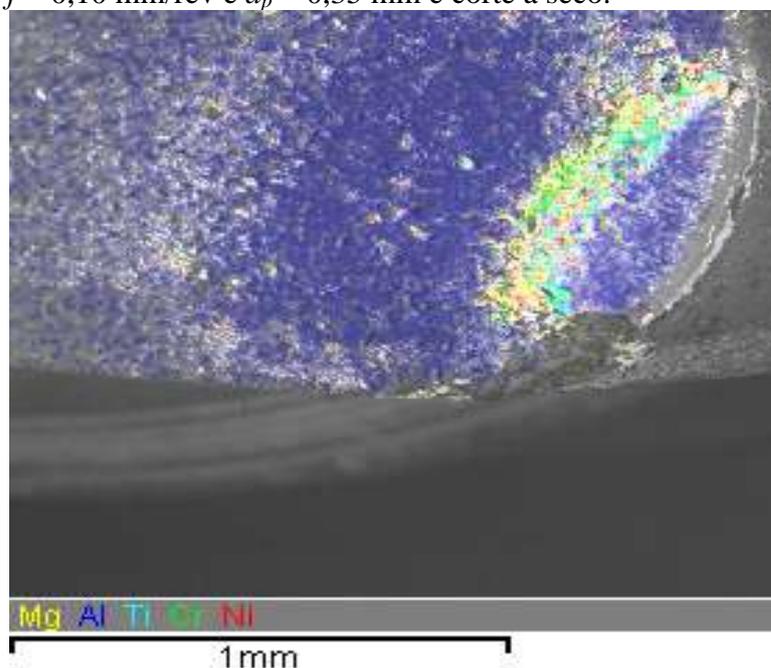
Figura 83 – Imagem gerada no MEV (detector BSD – Detector de elétrons retroespalhados) detalhando a ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 84 é apresentada a imagem obtida pela técnica de EDS.

Figura 84 – Imagem gerada no MEV (detector EDS – Espectroscopia de Energia Dispersiva) detalhando a presença dos elementos (Mg, Al, Ti, Cr e Ni) na ponta da ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

Com auxílio da representação de cores é possível constatar a presença dos elementos químicos Mg, Al (componentes majoritários da ferramenta), bem como os elementos Ti, Cr e Ni (Ni e Cr componentes majoritários da peça usinada), percebe-se que, a uma certa distância da ponta da ferramenta existe somente a cor azul com traços amarelos, que identificam os elementos Al e Mg, respectivamente. A presença dos elementos Ni e Cr confirmam a presença de material usinado, na ponta da ferramenta, porém, visualmente em menor quantidade que a imagem apresentada a Figura 79.

Nas Figuras 85 (a) e (b) são apresentadas imagens que possibilitam a identificação do formato e tipo do cavaco para a condição experimental: velocidade de corte de 400 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,35 mm. Percebe-se que o formato do cavaco gerado (Figura 85 (a)), conforme a Norma ABNT ISO 3685 (2016), foi o cavaco em fita curto. O tipo do cavaco foi classificado como sendo segmentado ou cisalhado (Figura 85 (b)).

Figura 85 – Imagem detalhando: (a) as formas; (b) Imagem aumentada em 20 vezes no Microscópio modelo Stemi 2000, detalhando o tipo de cavaco gerado após a usinagem com a ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev e $a_p = 0,35$ mm e corte a seco.



(a)



(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

4.8 ENSAIOS DE CONFIRMAÇÃO E VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA, PARA AS MELHORES CONDIÇÕES

Com base nas melhores combinações dos níveis das variáveis de entrada, para a condição “Menor é Melhor” de cada variável reposita, apresentados na Tabela 12 e priorizando as respostas para os parâmetros de rugosidade R_a e R_t (melhor qualidade no acabamento) e em segundo lugar a relação entre o desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, realizaram-se os ensaios de confirmação para a seguinte condição experimental: avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 400 m/min com uma profundidade de 0,20 mm.

Foram realizados três ensaios de confirmação utilizando a condição experimental citada acima, em que cada ensaio foi utilizado uma aresta nova da ferramenta, os resultados destes ensaios são apresentados na Tabela 20, a seguir.

Tabela 20 – Resultados dos ensaios de confirmação para a condição: $f=0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm.

	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Média	Desvio padrão
R_a (μm)	0,861	0,682	0,575	0,706	0,145
R_t (μm)	9,026	6,124	6,527	7,226	1,572
Potência consumida (W)	1222,562	1392,447	1228,576	1281,195	96,394
Vibração (mm/s)	3,062	3,110	3,033	3,068	0,039
Emissão acústica (RMS em volts)	0,393	0,380	0,383	0,385	0,007
Desgaste da ferramenta (mm)	0,080	0,078	0,068	0,075	0,006
Comprimento de corte (m)	84,748	84,748	84,748	84,748	0,000
Desg. da ferr.x 1000/compr. de corte (mmx1000/m)	0,944	0,920	0,802	0,889	0,076

Fonte: Produção do próprio autor.

Comparando a média dos resultados dos ensaios de confirmação (Tabela 20) com os melhores resultados gerais obtidos para o planejamento experimental apresentado na Tabela 11, observa-se que, dentro dos limites dos desvios padrões, os valores são semelhantes exceto para a potência consumida, que nos ensaios de confirmação foi maior. Os melhores resultados apresentados na Tabela 11 foram obtidos em sua totalidade pela condição: $f=0,10$ mm/rev, $v_c = 300$ m/min e $a_p = 0,20$ mm, foram: $R_a = 0,686 \pm 0,223$ μm , $R_t = 6,424 \pm 4,651$ μm , potência consumida = $829,232 \pm 15,172$ W, vibração = $3,024 \pm 0,021$ mm/s, emissão acústica = $0,337 \pm 0,005$ RMS em V e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte = $1,155 \pm 0,266$ mm x 1000/m. Com isto, resultados obtidos nos ensaios de confirmação resultaram, comprovadamente, nos melhores resultados, simultâneos, para todas as variáveis resposta estudadas, utilizando ainda uma velocidade de corte 100 m/min maior que a melhor condição testada nos ensaios preliminares.

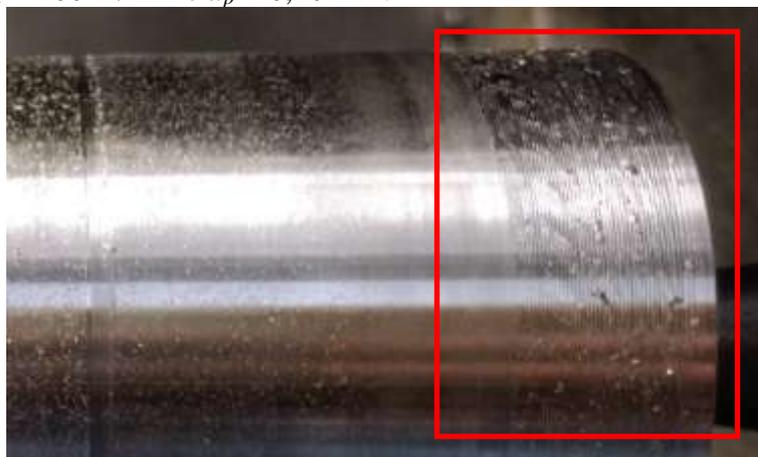
Outra comparação importante refere-se aos valores apresentados nas Tabelas 10 e 20, para os ensaios de confirmação da ferramenta de metal duro e ferramenta cerâmica, respectivamente. Com um comprimento de corte de 74,64 m, para a usinagem com metal duro contra 84,75 m, para a ferramenta cerâmica, não ocorreram diferenças significativas entre os respectivos valores de R_a , vibração, emissão acústica e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte, exceto para os valores de R_t e potência consumida, com maiores valores médios de R_t para a ferramenta cerâmica, entretanto com menores valores de potência consumida. É possível que a menor potência consumida na usinagem com ferramenta

cerâmica, apesar de velocidades de corte ser quase seis vezes maiores, se justifique por uma diminuição significativa das forças de corte, geradas pelas mais altas temperaturas devido à especificamente as maiores velocidades corte empregadas na usinagem com ferramenta cerâmica.

Confirmando a melhor condição experimental, imediatamente na sequência foram realizados 3 ensaios de vida da ferramenta. Para o parâmetro de vida foi utilizado como limite o que ocorresse primeiro, entre: desgaste de flanco médio (VB_B) de 0,3 mm, desgaste de flanco máximo ($VB_{max.}$) de 0,6 mm, desgaste de entalhe (VB_N ou VB_C) de 1 mm ou uma quebra. Em cada trecho de 48 mm, o experimento era interrompido para a coleta dos valores de rugosidade e medição do desgaste parcial da ferramenta. Como nos ensaios pela metodologia de Taguchi, também foram coletados os valores de potência consumida, vibração e emissão acústica. Entretanto, ao se realizar os ensaios de vida da ferramenta para a condição experimental: $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm, exatamente logo após os ensaios de confirmação, os resultantes foram completamente diferentes aos obtidos pelos ensaios de confirmação na mesma condição. Para os ensaios da vida da ferramenta, os valores os parâmetros de rugosidade, nos três trechos de 48 mm cada, com a mesma aresta, foram: R_a de 2,653; 7,837 e 5,511 μm e R_t de 13,453; 77,013 e 27,643 μm , muito acima dos valores obtidos pelos ensaios de confirmação. O comprimento de corte obtido foi de 337,18 m com o fim de vida, dado pelo desgaste de flanco médio de 0,473 mm.

O acabamento ficou visivelmente prejudicado e muito inferior aos obtidos pelos ensaios de confirmação, como pode ser observado no destaque da Figura 86.

Figura 86 – Acabamento obtido no ensaio de vida da ferramenta, utilizando a condição $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm.



Fonte: Produção do próprio autor.

Possivelmente, a ponta da ferramenta usinou dentro da camada endurecida (a_p de 0,20 mm) e isto, pode ter causado uma instabilidade na sua penetração, geração vibração o sistema. Segundo Ståhl e Seco Tools (2012) as vibrações que se desenvolvem durante a usinagem podem ser atribuídas a variações na resistência ao corte do material, e nas variações nas forças que são resultantes de variações dos parâmetros de corte. Estas variações nas forças envolvidas podem ser resultantes de irregularidades na superfície da peça usinada, de instabilidades na fixação da peça a ser usinada ou nas forças de quebra de cavacos associadas ao processo de corte. Segundo estes autores, a variação na largura teórica do cavaco (b) é o principal parâmetro de usinagem que produz as vibrações críticas e variações na espessura de corte teórica (h) aparecem como um parâmetro secundário na geração das vibrações.

Para Ulutan e Ozel (2011), a superliga de níquel é resistente ao calor e tende a formar uma camada superficial endurecida, durante a usinagem, devido às deformações induzidas pela usinagem na subsuperfície, portanto, é alta a tendência de endurecimento superficial durante a usinagem das ligas de níquel. Assim, uma camada de superfície altamente endurecida é criada e torna-se difícil de cortar.

König e Gerschwiler (1999) afirmaram que a deformação plástica da microestrutura acontece na superfície da peça por causa da operação de usinagem, causando endurecimento e aumentando a dureza final da peça.

Com o objetivo de alterar a largura teórica do cavaco, optou-se por utilizar outras profundidades de usinagem já testadas (0,35 e 0,50 mm). Com a profundidade de usinagem de 0,35mm, os resultados foram muitos semelhantes aos obtidos com 0,20 mm.

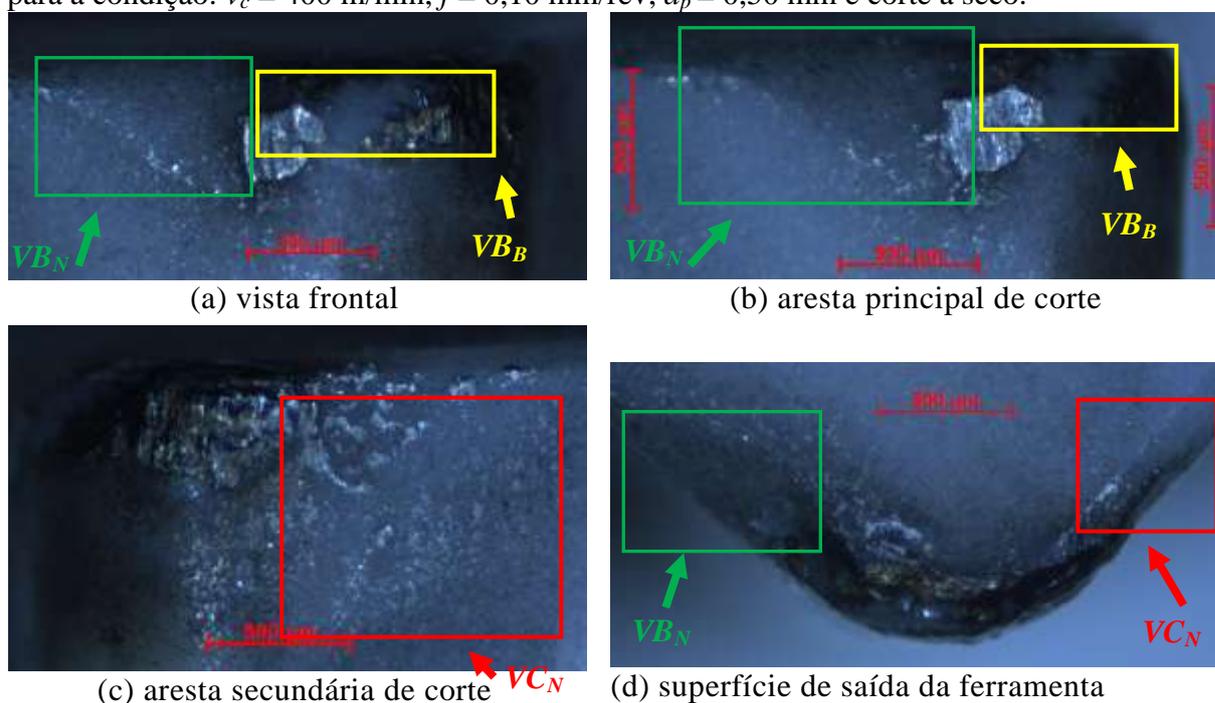
Mais uma vez a profundidade de usinagem foi aumentada, agora para 0,50 mm e desta vez os valores de rugosidade mantiveram-se estáveis, aumentando de maneira homogênea com valores de rugosidade de: (R_a (μm): Trecho 1 = 0,861, trecho 2 = 1,111, Trecho 3 = 1,581 e Trecho 4 = 1,479 e R_t (μm): Trecho 1 = 9,026, Trecho 2 = 13,928, Trecho 3 = 13,883 e Trecho 4 = 10,624) com um comprimento de corte de 335,37 m e um desgaste de fim da vida da ferramenta de 0,540 mm.

Com base nos resultados obtidos, optou-se por realizar os ensaios de vida da ferramenta utilizando esta nova condição experimental: $f=0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,50$ mm. Ao se repetir os ensaios mais duas vezes não foram observadas as anomalias descritas para as condições que utilizaram as profundidades de usinagem de 0,20 e 0,35 mm.

Na Figura 87 são apresentadas imagens que detalham o desgaste da ferramenta cerâmica após o ensaio de vida da ferramenta. Observa-se um desgaste de flanco (Figura 87 a e b),

possivelmente pela concorrência de dois mecanismos de desgaste: aderência e arrastamento e o mecanismo de abrasão. Observa-se, um desgaste de entalhe na aresta principal de corte (Figura 87 a, b, d) e outro desgaste de entalhe (VC_N) na aresta secundária de corte (Figura 87 c, d), este último desgaste foi aumentando de maneira progressiva, porém, somente se fez evidente após o fim do ensaio de vida da ferramenta. Grzesik e Małecka (2011) investigaram as curvas de desgaste da ferramenta, o comportamento tribológico da interface ferramenta-cavaco e o desgaste da ferramenta, eles observaram o desgaste do entalhe, ocorrendo localmente nas arestas de corte principal e secundária. Segundo Machado et al. (2015) o desgaste de entalhe ocorre frequentemente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas, como é o caso do Inconel 718, este mecanismo de desgaste ocorre em materiais com alto índice de encruamento, como por exemplo as ligas de níquel e os aços inoxidáveis austeníticos. Ainda segundo estes autores o desgaste de entalhe não acontece somente em ferramentas de metal duro, mas também nas cerâmicas.

Figura 87 – (a) Imagem detalhando o desgaste da ferramenta cerâmica após o ensaio de vida, para a condição: $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

Segundo Machado et al. (2015), o mecanismo aderência e arrastamento, também muito conhecido por *attrition*, apesar de ocorrer prioritariamente em baixas velocidades de corte, pode estar presente em altas velocidades, principalmente se esta gerar um fluxo irregular de

material na superfície de folga ou saída, gerando uma área desgastada com aparência áspera. Entretanto o efeito deste mecanismo é geralmente ofuscado, quando em altas velocidades de corte. Ainda segundo estes autores, o mecanismo de abrasão é um dos mais importantes nas ferramentas cerâmicas puras e mistas. O desgaste abrasivo envolve perda de material por microsulcamento ou microlascamento gerando sulcos na região desgastada.

Segundo Silva, Coelho e Catai (2004) os mecanismos de desgaste das ferramentas cerâmicas são complexos entre os vários possíveis estão: lascamento, abrasão na superfície de flanco, desgaste de entalhe no flanco e na aresta secundária. Geralmente, encontra-se o desgaste de entalhe na altura da profundidade de usinagem. Em altas velocidades de corte, o desgaste de flanco compete com o desgaste de entalhe, dependendo do tipo de cerâmica utilizada. O sulco na profundidade de usinagem, para a usinagem de superligas à base de níquel tem sido visto como um dos principais fatores limitantes da vida das ferramentas cerâmicas. Segundo Ezugwu et al. (1999), isto é causado pela combinação de alta temperatura, alta resistência do material da peça, alta deformação plástica, endurecimento da camada superficial durante a usinagem, alta tensão na interface cavaco-ferramenta e cavacos abrasivos.

Zeilmann, Fontanive e Soares (2017) estudaram os mecanismos de desgaste durante o torneamento a seco com lubrificação/refrigeração abundante do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas. Eles constataram que o desgaste do entalhe na profundidade de usinagem foi o tipo principal observado para todas as condições testadas e foi relacionado à camada superficial endurecida.

No estudo do desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga “Waspaloy”, Silva et al. (2004) concluíram que, de uma maneira geral, o tipo de desgaste dominante foi o de entalhe e os mecanismos foram abrasão, *attrition* (aderência com arrastamento) e provável difusão na maioria das ferramentas utilizadas. Entretanto, o desgaste de entalhe na profundidade de usinagem foi mais fortemente pronunciado. O desgaste de flanco foi mais prevacente ao longo da aresta de corte com uma provável combinação dos mecanismos de desgaste do tipo abrasão e adesão.

Os ensaios de vida da ferramenta foram encerrados com um valor médio de desgaste de flanco médio de 0,436 mm, e com a evolução dos valores médios de desgaste de flanco médio (VB_B) e valores médios de R_a e R_t , conforme apresentado na Figura 88.

Figura 88 – Cavacos e valores médios VB_B , R_a e R_t , para as réplicas do ensaio de vida da ferramenta.

Ensaio/ VB_B (mm)/ R_a (μm)/ R_t (μm)

E1: VB_B :0,0563/ R_a :0,798/ R_t :6,227 E2: VB_B :0,133/ R_a :0,852/ R_t :8,157 E3: VB_B :0,229/ R_a :1,596/ R_t :9,980



E4: VB_B :0,436/ R_a :2,075/ R_t :13,883



Fonte: Produção do próprio autor.

O comprimento de corte médio ao final da vida da ferramenta foi de 326,77 m, com um tempo de vida médio de 0,817 minutos. Observa-se que os valores de R_a aumentam aproximadamente 6 % do ensaio 1 para o ensaio 2, no ensaio 3 o valor tem um aumento de aproximadamente 47 % em relação ao ensaio 2 e no ensaio 4 tem aumento de apenas 24 % em relação ao ensaio 3. Já os valores de R_t , entre os ensaios 1 e 2, 2 e 3, 3 e 4, aumentam respectivamente em 23,66 %, 18,26 %, 28,11 %. O formato do cavaco (Figura 88) é inicialmente o cavaco em arco conectado/solto (Ensaio 1), cavaco em fita curto (Ensaio 3 e 4) e cavaco em arco conectado/solto (Ensaio 4).

Os resultados de vida da ferramenta (comprimento de corte médio ao final da vida da ferramenta foi de 326,77 m, com um tempo de vida médio de 0,817 minutos) são semelhantes os de Zeilmann, Fontanive e Soares (2017) quando estudaram os mecanismos de desgaste durante o torneamento a seco e úmido do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas. Os insertos cerâmicos de SiAlON e os insertos cerâmicos de $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{SiC}_{\text{whisker}}$ foram analisados e comparados nas condições de usinagem a seco e lubrificação abundante. Os parâmetros de corte foram fixados em: velocidade de corte = 250 m/min, avanço = 0,2 mm/rev e profundidade de usinagem = 1,5 mm. Os resultados demonstraram que a melhor condição para o torneamento com sistema de lubrificação abundante foi alcançada pela ferramenta de

SiAlON, com uma vida de 2,06 min. Para a ferramenta $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_{\text{whisker}}$, o desgaste foi bem mais acentuado, atingindo 0,6 mm de $V_{B_{\text{max}}}$ antes de 0,5 minuto. Na usinagem a seco, ocorreram altas taxas de desgaste para as duas ferramentas, o SiAlON atingiu o máximo desgaste antes de 0,75 min, e o $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_{\text{whisker}}$ atingiu o máximo desgaste de 1,25 min.

Amini, Fatemi e Atefi (2014) avaliaram os efeitos da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem na rugosidade e força de corte tangencial no torneamento a seco do Inconel 718 utilizando ferramentas de corte de cerâmica e metal duro. A ferramenta cerâmica utilizada foi mista à base de alumina ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$). Para a ferramenta cerâmica foram estudados os parâmetros: velocidades de corte (150, 200, 250 e 300) m/min, avanço (0,11; 0,16 e 0,2) mm/rev e profundidade de usinagem (0,4; 0,6 e 0,8) mm. Obtiveram uma rugosidade R_a mínima de 0,894 μm usinando com uma velocidade de corte de 200 m/min, avanço de 0,08 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,4 mm.

Como apresentado na revisão da literatura, vários pesquisadores estudaram o uso de ferramentas cerâmicas na usinagem de superligas, apresentando os tipos de desgaste ocorridos e seus respectivos mecanismos, em sua maioria citam os desgastes de entalhe e de flanco, e como principais mecanismos, o atrito, abrasão, lascamento e em alguns ainda acrescentam que o mecanismo de difusão também está presente devido às altas temperaturas, mas são de importância secundária.

Lima et al. (2017) estudaram o desgaste e a vida de três tipos ferramentas cerâmicas: SiAlON ($\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3$), *whisker* ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_w$) e uma mistura ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) em diferentes geometrias de ferramenta e velocidades de corte, ao usar o Inconel 751. O desgaste do entalhe (VB_N) e o desgaste médio do flanco (VB_B) prevaleceram e dependeram das condições de corte e do material da ferramenta. Concluíram que o atrito e o lascamento foram os mecanismos de desgaste dominantes, a abrasão e difusão também estão presentes devido às altas temperaturas, mas são de importância secundária.

Hao et al. (2017) estudaram o mecanismo de desgaste da ferramenta cerâmica reforçada SiAlON na fresamento do Inconel 718, em alta velocidade. Os resultados mostraram que o desgaste abrasivo foi uma das principais causas do desgaste da ferramenta.

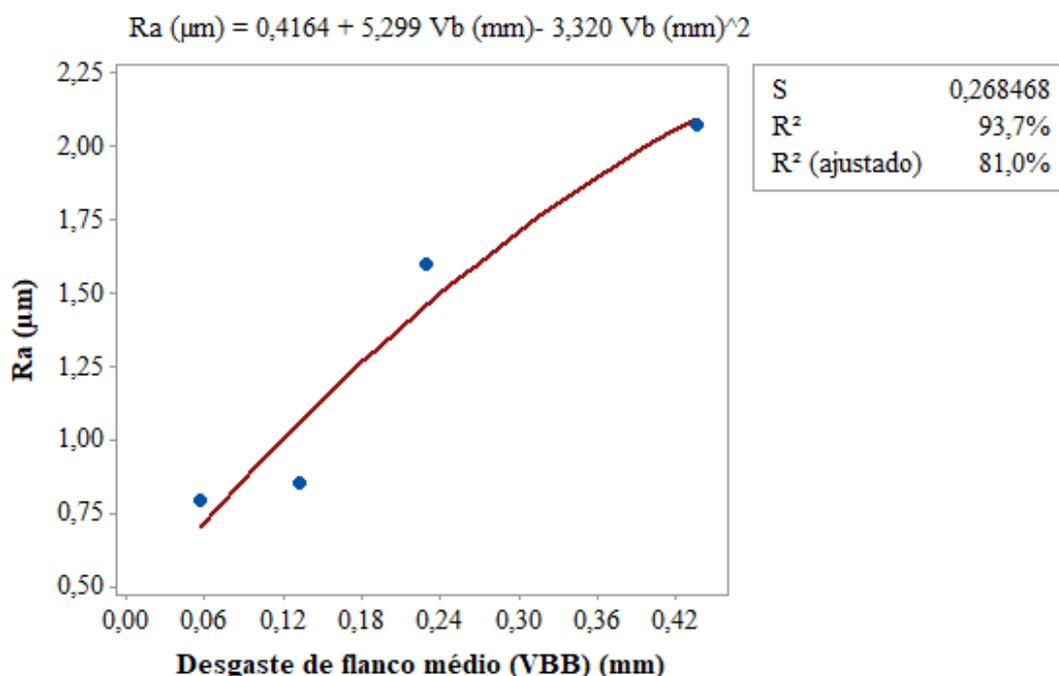
Zhuang et al. (2015) usinaram o Inconel 718 com ferramentas de corte cerâmicas. Foram analisados os efeitos do corte a seco, da usinagem utilizando a ferramenta de corte cerâmica SiAlON, redonda. Foram analisadas três velocidades de corte (100, 150, e 200 m/min), o avanço e a profundidade de usinagem foram de 0,2 mm/rev e 1,5 mm respectivamente. Em seus resultados observaram que o mecanismo principal de desgaste no

torneamento a seco é a abrasão. O processo de corte convencional leva à camada de endurecimento mais profunda, e este endurecimento pode ser a causa do desgaste do entalhe. O desgaste do flanco e o desgaste do entalhe são observados dentro da usinagem à seco. Em contrapartida, a adesão é o mecanismo principal do desgaste do flanco.

Levando em consideração o comportamento entre os valores dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t e o VB_B , realizou-se um estudo de correlação linear, utilizando o coeficiente de correlação de Pearson, para entender a relação entre estes, e foi comprovado haver correlação linear significativa, pois, os coeficientes de correlação de Pearson foram muito altos e significativos, em um nível de 5 % do nível de significância. A correlação de Pearson entre R_a (μm) e desgaste de flanco médio (mm) foi de 0,963 com o p-valor de 0,037 e entre o R_t (μm) e desgaste de flanco médio (mm) foi de 0,998 com p-valor de 0,002.

Na Figura 89 é apresentada uma análise de regressão com modelo quadrático. Observa-se que a equação ajustada consegue explicar 93,7 % dos dados que se relacionam as duas variáveis analisadas ($R^2 = 93,7\%$).

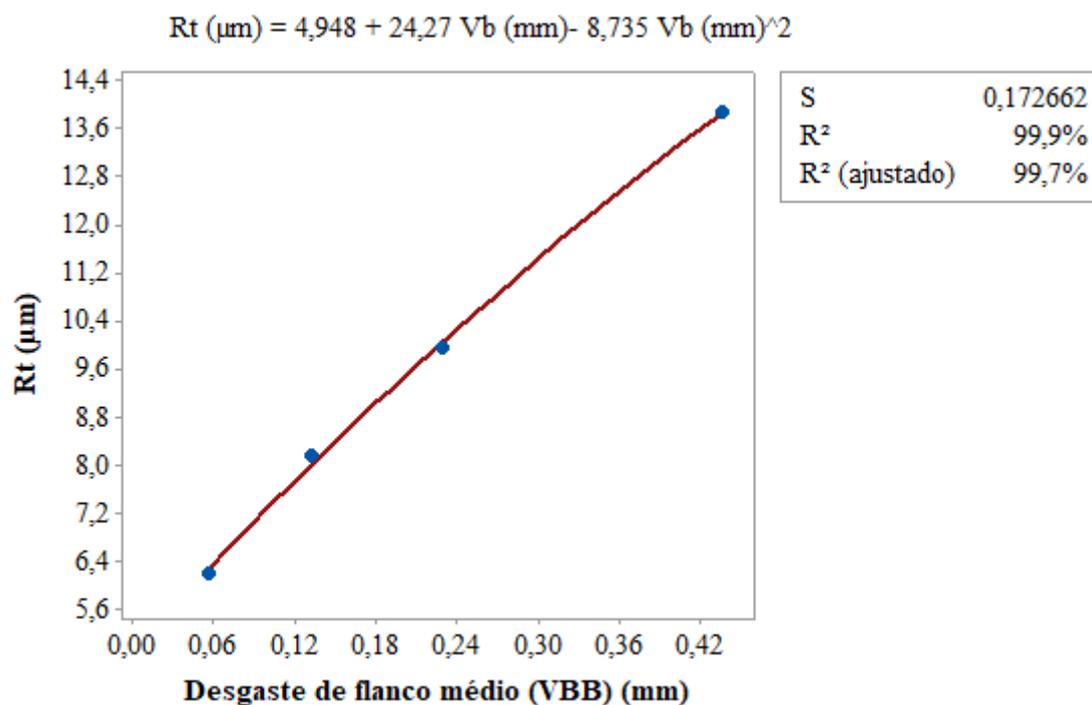
Figura 89 – Análise de regressão entre rugosidade R_a (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.



Fonte: Produção do próprio autor.

A regressão entre a rugosidade R_t e o VB_B , pode ser observada na Figura 90.

Figura 90 – Análise de regressão entre rugosidade R_t (μm) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.



Fonte: Produção do próprio autor.

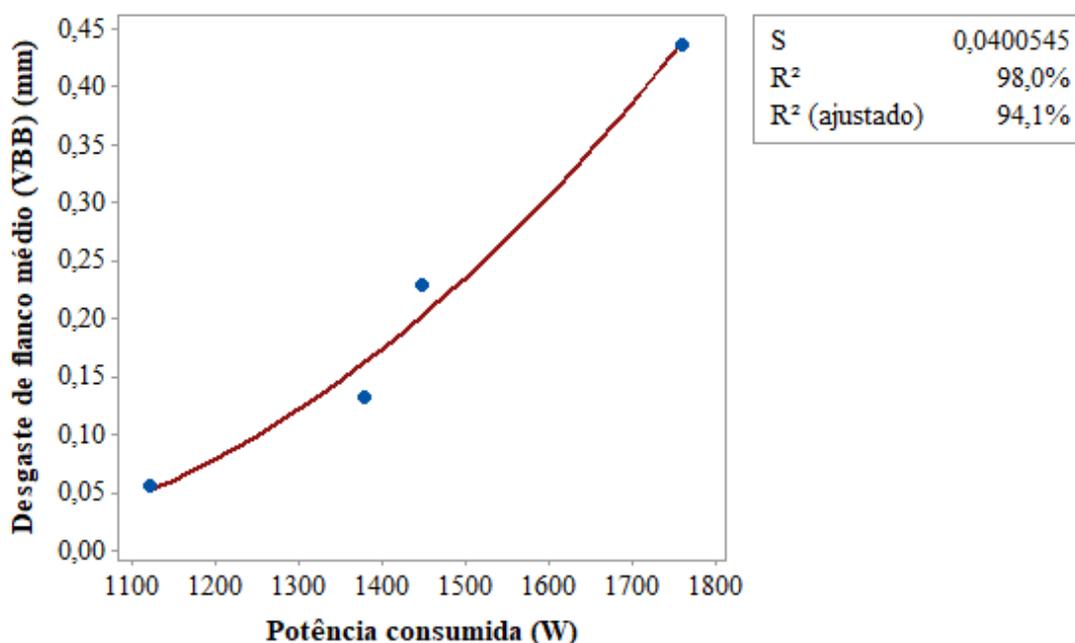
A equação de regressão com modelo quadrático (Figura 90) conseguiu descrever perfeitamente a relação entre estas variáveis. A equação de regressão se ajusta e responde a 99,9 % dos dados desta relação.

O coeficiente de correlação de Pearson entre potência consumida e VB_B foi de 0,976 com um valor de p-valor de 0,024. Para melhorar o ajuste para descrever esta relação, foi ajustado um modelo quadrático (Figura 91), em que se ajusta e responde a 98 % dos dados desta relação.

Constata-se que é possível prever, dentro dos intervalos estudados, de maneira muito satisfatória, os valores de desgaste de flanco médio da ferramenta, através da potência consumida coletada instantaneamente por sensores adequados.

Figura 91 – Análise de regressão entre potência consumida (W) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.

$$VBB \text{ (mm)} = 0,2932 - 0,000736 \text{ Potência consumida (W)} + 0,0000001 \text{ Potência consumida (W)}^2$$

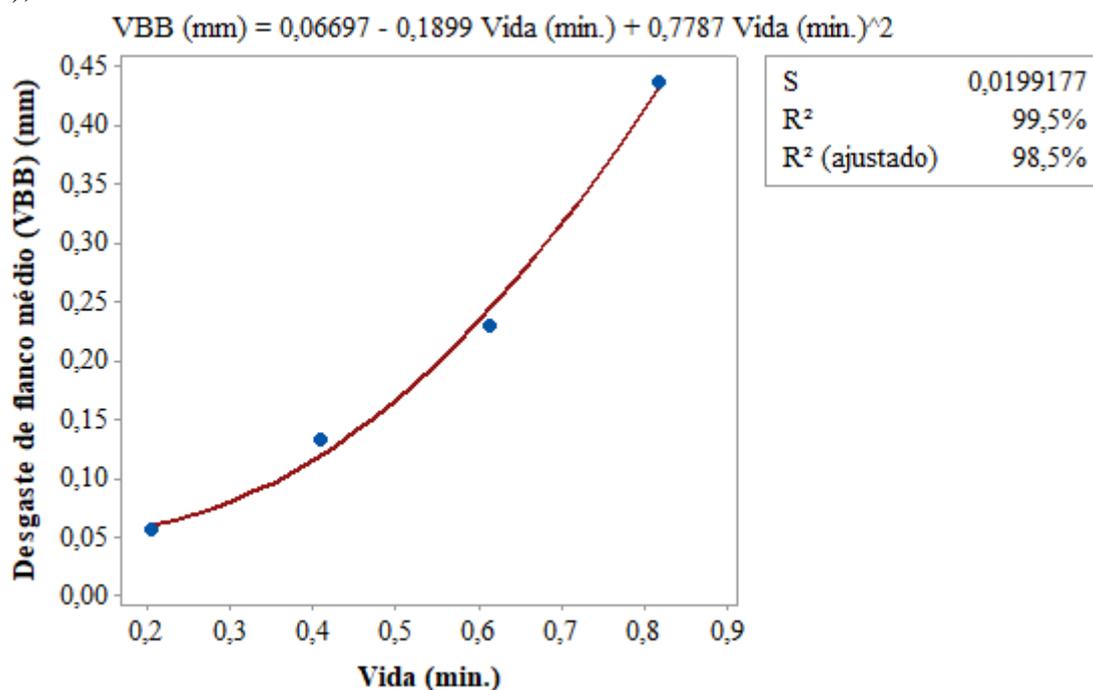


Fonte: Produção do próprio autor.

O coeficiente de correlação de Pearson, para as variáveis “Tempo de usinagem (vida)” e “ VB_B ”, foi de 0,971, com p-valor de 0,024. Na Figura 92 está representada uma análise de modelo cúbico para as variáveis “Tempo de usinagem” e “ VB_B ”. E para um melhor ajuste desta relação, utilizou-se uma análise de regressão com modelo cúbico, em que se ajusta e responde a 99,5 % dos dados desta relação.

Analisando a Figura 92 observa-se uma curva exponencial crescente de desgaste da ferramenta, comportamento um pouco diferente do apresentado pelo desgaste da ferramenta de metal duro revestido (Figura 68). Este comportamento possivelmente esteja associado a uma aceleração do desgaste de flanco médio, devido a micro quebras da ponta da ferramenta cerâmica, esta ferramenta talvez não possua uma fase de acomodação tão significativa quanto a ferramenta de metal duro, aumentando rapidamente o desgaste com a continuação da usinagem.

Figura 92 – Análise de regressão entre vida da ferramenta (min.) e desgaste de flanco médio (mm), no ensaio da vida da ferramenta cerâmica.



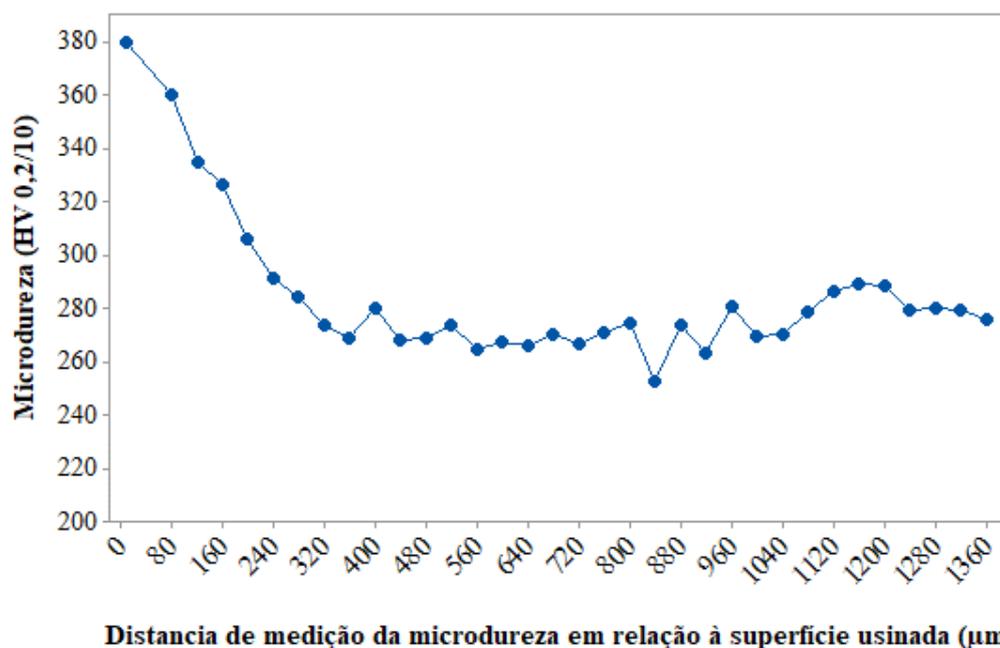
Fonte: Produção do próprio autor.

4.9 ENSAIOS DE MICRODUREZA ABAIXO DA SUPERFÍCIE USINADA, APÓS OS ENSAIOS DE VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA

No gráfico da Figura 93 são apresentados os resultados das medições de dureza abaixo da superfície usinada em função da distância desta superfície. Sobre estes dados, foi possível calcular que a média da dureza do material, até a profundidade de 200 μm é cerca de 66 HV maior que a média da dureza após esta profundidade e que a média da dureza do material, até a profundidade de 360 μm é cerca de 40 HV maior que a média da dureza após esta profundidade. Os dois valores destacados (200 e 360 μm) correspondem, aproximadamente, aos valores de profundidade de usinagem 0,20 e 0,35 mm, respectivamente, utilizados nos experimentos de vida da ferramenta, que não obtiveram resultados minimamente satisfatórios em termos que acabamento da peça. É possível que trabalhar com profundidades de usinagem que posicionem a ponta da ferramenta dentro da camada endurecida, possa gerar uma instabilidade no corte, de forma que a penetração da ferramenta seja ineficiente em termos de manter uma profundidade de usinagem homogênea. Este pensamento está de acordo com Pawade, Joshi e Brahmanekar (2008) quando concluíram que o aumento da velocidade de corte e da profundidade de usinagem resultaram na diminuição da profundidade da camada

endurecida durante a usinagem no torneamento de Inconel 718, enquanto o aumento do avanço aumenta a profundidade da camada endurecida por usinagem.

Figura 93 – Dureza abaixo da superfície da peça usinada em função da distância de medição em relação à superfície usinada. Condição de usinagem: ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco



Fonte: Produção do próprio autor.

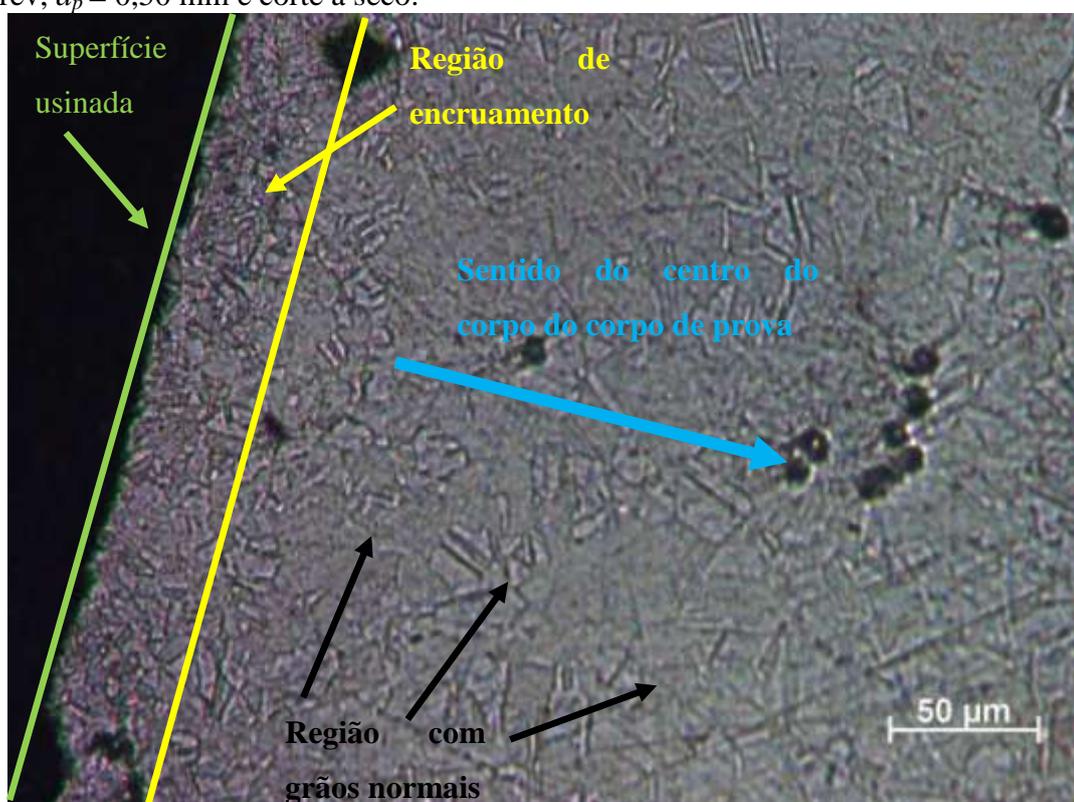
Zhuang et al. (2014) realizaram um estudo para criar um modelo de previsão de desgaste de entalhe em torneamento de Inconel 718 com ferramentas cerâmicas considerando a influência da camada endurecida de trabalho. Eles utilizaram ferramentas cerâmicas de SiAlON em usinagem a seco. A velocidade de corte e avanço foram fixados variando apenas a profundidade de usinagem. Concluíram que a camada endurecida gerada pela usinagem, gerada pelo processo de corte anterior, tem um efeito importante na próxima operação de corte.

Sharman, Hughes e Ridgway (2006) investigaram o perfil de dureza do Inconel 718 e descobriram que o aumento da microdureza estava limitado a cerca de 50 μm com novas ferramentas de corte.

4.10 ENSAIOS PARA REVELAÇÃO DA MICROESTRUTURA ABAIXO DA SUPERFÍCIE USINADA, APÓS OS ENSAIOS DE VIDA DA FERRAMENTA CERÂMICA

Na Figura 94 é apresentada a microestrutura do Inconel 718, após o ensaio de usinagem para a determinação da vida da ferramenta cerâmica, utilizando a melhor combinação dos parâmetros de usinagem.

Figura 94 – Microestrutura do Inconel 718, após o ensaio de usinagem de vida com ferramenta cerâmica. Condição de usinagem: ferramenta cerâmica, $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm e corte a seco.



Fonte: Produção do próprio autor.

É possível observar uma diferença entre a microestrutura próxima a superfície usinada, até aproximadamente $35 \mu\text{m}$, e após esta distância. Os grãos dentro da faixa delimitada como região de encruamento (Figura 94) estão mais compactados em relação a área indicada como região com grãos normais. Este encruamento, conforme apresentado na revisão bibliográfica, é característico da usinagem de superligas de níquel, e ajuda a explicar a maior dureza próximo a superfície usinada (tópico 4.9).

Segundo Bayoumi e Xie (1995) a microestrutura e as propriedades mecânicas de metais e ligas podem ser alteradas utilizando processos envolvendo deformação plástica, como recuperação, recristalização e crescimento de grão.

König e Gerschwiler (1999) revelaram que o desgaste de entalhe na aresta de corte secundária conduz a um pobre acabamento superficial e na aresta principal resulta em formação de rebarbas na peça. Estes pesquisadores afirmam também que deformação plástica da microestrutura acontece na superfície da peça por causa da operação de usinagem, causando endurecimento e aumentando a dureza final da peça. A extensão da deformação e o valor da dureza aumentam dependendo dos parâmetros de corte, geometria e desgaste da ferramenta. A deformação plástica da superfície pode estar associada à mudança na forma do grão. Deformação plástica é visível com microscópio óptico e geralmente estende-se acima de 20µm da superfície. Medida da microdureza apresenta um significativo aumento da dureza na superfície causada pela deformação plástica.

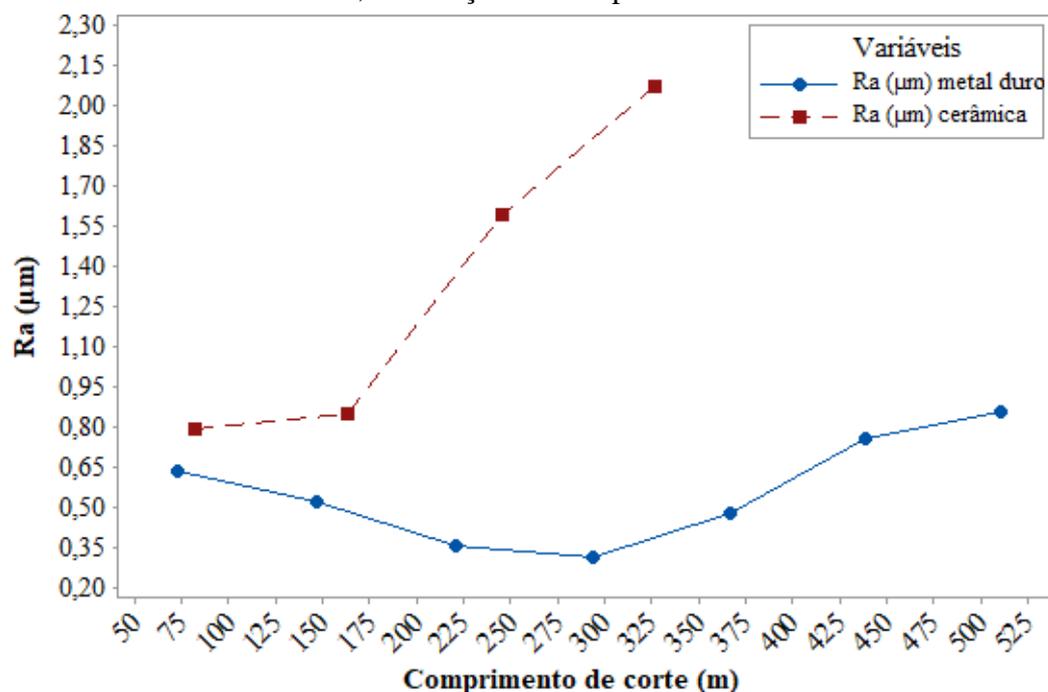
4.11 COMPARAÇÃO GRÁFICA DOS RESULTADOS DE VIDA PARA AS FERRAMENTAS DE METAL DURO E CERÂMICA

Na sequência são apresentados gráficos comparativos para os resultados obtidos nos ensaios de vida, em relação as melhores condições encontradas para a ferramenta de metal duro revestido (M1, TS2500) e para a ferramenta cerâmica de $Al_2O_3 + MgO$.

Na Figura 95, observa-se o comportamento do parâmetro de rugosidade R_a em relação ao comprimento de corte, para as duas ferramentas.

Fica evidente que até aproximadamente um comprimento de corte de 170 m, as rugosidades para cada condição possuíam valores muito próximos, apesar de tendências diferentes. A partir de um comprimento de corte de aproximadamente 170 m os valores de rugosidade R_a , para a usinagem com ferramenta cerâmica, aumenta rapidamente de valores próximos a 0,85 µm para valores acima a 2 µm em um comprimento de corte de 325 m. Em compensação os valores de rugosidade R_a para a usinagem com a ferramenta de metal duro diminui suavemente de 0,65 µm para valores próximos a 0,35 µm em um comprimento de corte de 300 m, voltando a aumentar até valores próximos de 0,80 µm no final de vida da ferramenta, em 511 m.

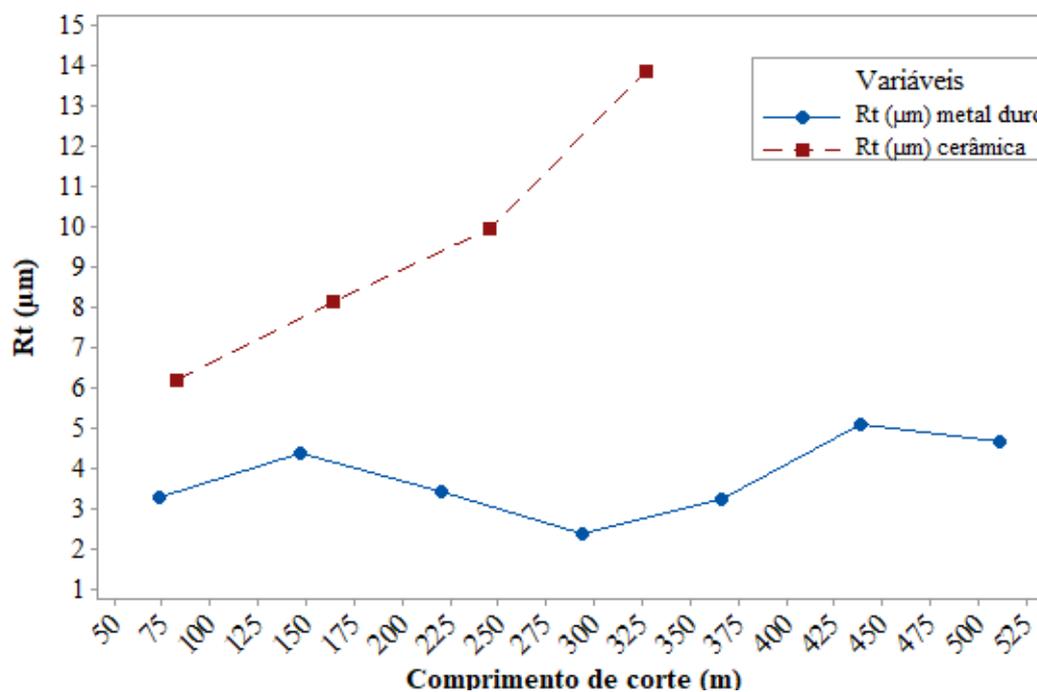
Figura 95 – Comparação entre os valores de R_a obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica, em função do comprimento de corte.



Fonte: Produção do próprio autor.

Em relação ao parâmetro de rugosidade R_t , observado na Figura 96, nota-se um comportamento semelhante ao ocorrido com o parâmetro R_a , porém, para a usinagem com a ferramenta cerâmica é praticamente linear até o final da vida da ferramenta, com crescimento mais acentuado acima de 250 m.

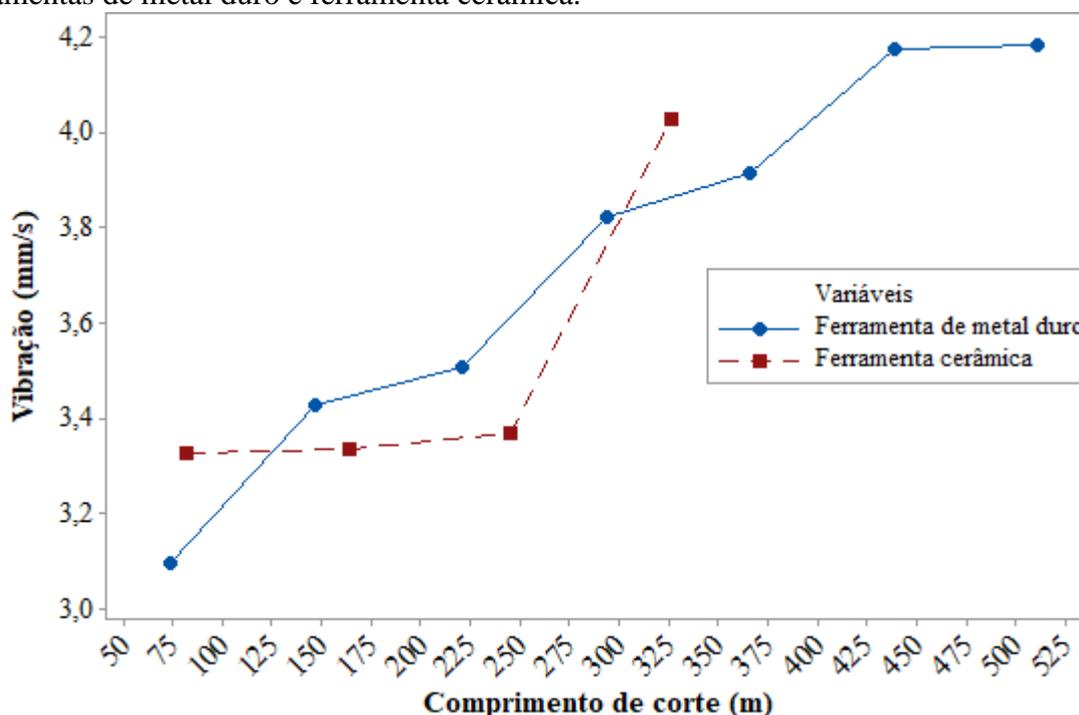
Figura 96 – Comparação entre os valores de R_t obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.



Fonte: Produção do próprio autor.

Observando o gráfico da Figura 97, para o comportamento da variável “Vibração”, nota-se que para a usinagem com a ferramenta de metal duro, a vibração cresce praticamente a taxas constantes até o final da vida da ferramenta. Em contrapartida, para a usinagem com ferramenta cerâmica, a vibração inicialmente é maior em relação a ferramenta de metal duro e percebe-se uma tendência de estabilização deste valor até a aproximadamente um comprimento de corte de 250 m e a partir deste ponto, aumenta rapidamente até o final da vida da ferramenta. É possível que a partir deste comprimento de corte tenha ocorrido um aumento acentuado no desgaste, gerando uma mudança considerável geometria da ponta da ferramenta, o que pode ter ocasionado o aumento significativo na vibração. Esperava-se que os níveis de vibração aumentassem significativamente com o aumento da velocidade de corte, para os ensaios com ferramenta cerâmica, o que não ocorreu. É possível que comportamentos semelhantes de vibração ao longo dos ensaios de vida das ferramentas, apesar da velocidade de corte consideravelmente maior, utilizada pela ferramenta cerâmica, esteja associado a uma maior estabilidade da ponta da ferramenta, proporcionada por um ângulo efetivo de saída negativo (-6°) da ferramenta cerâmica, contra um ângulo de 4° da ferramenta M1, TS2500.

Figura 97 – Comparação entre os valores de vibração obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.

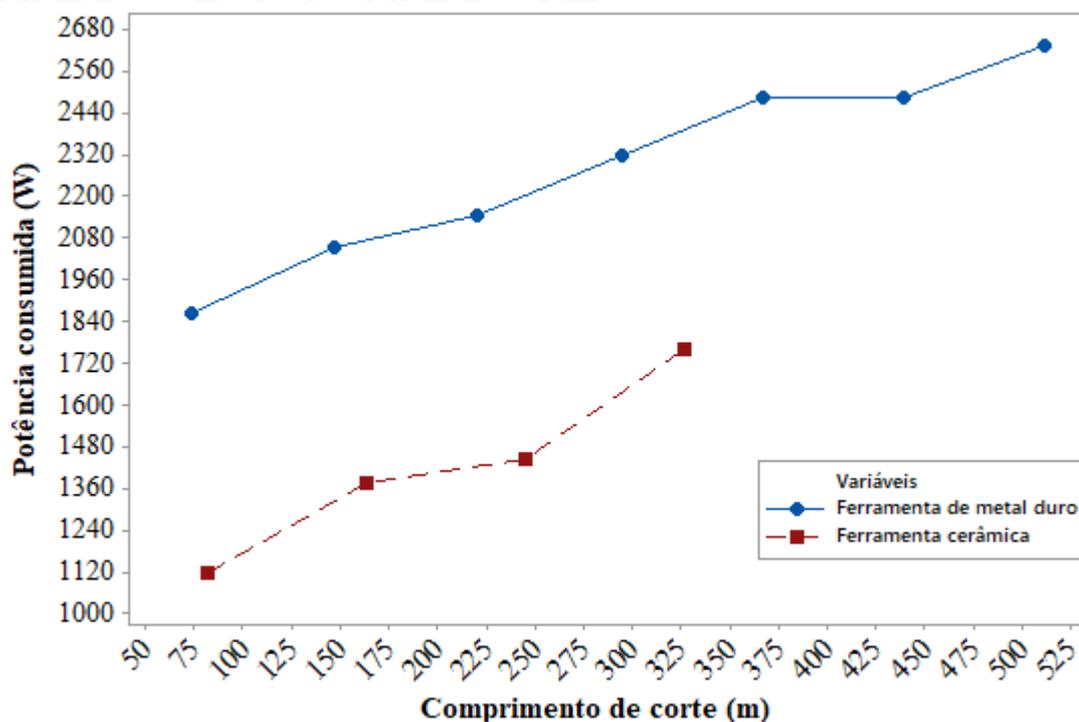


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 98 observa-se o comportamento variável reposita “Potência consumida” em função do comprimento de corte. Nota-se, para ambas as ferramentas, um aumento praticamente linear e constante, em que as curvas de potência são praticamente paralelas, mantendo uma distância média constante de aproximadamente 700 W. Observa-se, entretanto para ferramenta cerâmica, que ocorre um rápido, mas não tão acentuado aumento de potência a partir de 250 m de comprimento de corte. Esperava-se que, conforme a relação entre potência, velocidade e força de corte dada pela Equação (14), com o aumento da velocidade de corte (para a ferramenta cerâmica, quase 6 vezes maior) ocorresse um aumento proporcional na potência, entretanto, os menores valores de potência consumida foram obtidos com a ferramenta cerâmica. Uma possível explicação para menores valores de potência consumida na usinagem com ferramenta cerâmica, apesar da velocidade de corte ser consideravelmente maior, se justifique por uma diminuição significativa das forças de corte, geradas por mais altas temperaturas devido a, especificamente, maiores velocidades corte empregadas na usinagem com ferramenta cerâmica, com uma maior temperatura o cisalhamento do cavaco seria facilitado. Esta ideia se reforça pela análise do comportamento da vibração, apresentada na Figura 97, dadas as devidas particularidades, da vibração para as ferramentas não apresentam diferenças globais significativas. É possível que os efeitos de

maiores velocidades de corte no aumento da temperatura de usinagem superem os efeitos de maiores velocidades corte no aumento da vibração.

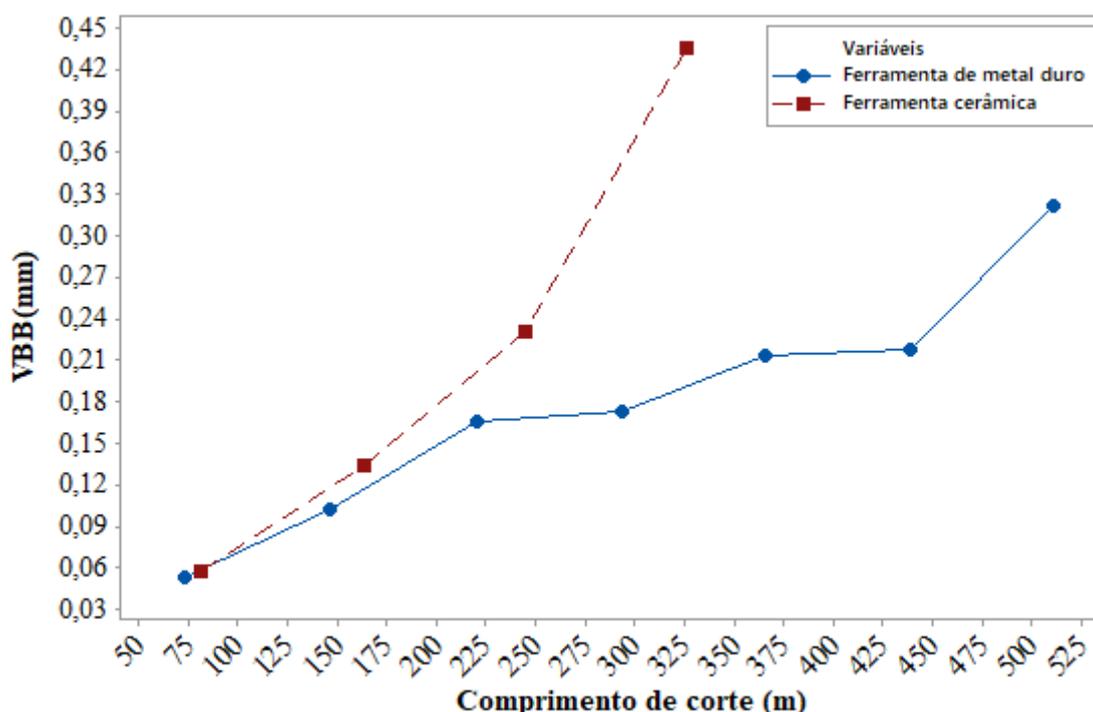
Figura 98 – Comparação entre os valores de potência consumida obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 99 observa-se o comportamento do desgaste de flanco médio (VB_B) em função do comprimento de corte. Observa-se que o valor do desgaste, em comprimentos de corte próximos de 250 m, não possuía diferenças relevantes. Entretanto, nota-se um acentuado aumento do desgaste da ferramenta cerâmica após este ponto. Enquanto o desgaste para a ferramenta de metal duro desfruta de um período de estabilização do desgaste até aproximadamente 450 m, voltando a aumentar até o final da vida em 511 m. O comportamento do desgaste da ferramenta cerâmica ajuda a explicar o aumento acentuado da vibração e o súbito aumento da potência consumida a partir de 250 m, como já comentado.

Figura 99 – Comparação entre os valores de desgaste de flanco médio (VBB) obtidos nos ensaios de vida das ferramentas de metal duro e ferramenta cerâmica.



Fonte: Produção do próprio autor.

4.12 RESUMO DOS PRINCIPAIS RESULTADOS OBTIDOS

Neste tópico são apresentados os principais resultados obtidos para o torneamento da superliga de níquel Inconel 718, utilizando as ferramentas de metal duro, CNMG120408–MF1, TS2000 e CNMG120408–M1, TS2500, revestidas com (TiAl)N+TiN e utilizando a ferramenta cerâmica de $Al_2O_3 + MgO$.

4.12.1 Para o torneamento com as ferramentas de metal duro (CNMG120408–MF1, TS2000 e CNMG120408–M1, TS2500) revestida com (TiAl)N+TiN

A melhor combinação dos níveis dos fatores de entrada foi: avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 70 m/min, ferramenta CNMG120408–M1, TS2500 e lubrificação MQF;

Menor valor de rugosidade (R_a e R_t), potência e vibração foi obtido com a ferramenta CNMG120408–M1, TS2500, em comparação a ferramenta MF1, TS2000. O desgaste da ferramenta em função do comprimento de corte foi indiferente a ferramenta utilizada;

Os menores valores de R_a foram obtidos quando a velocidade de corte foi de 70 m/min, velocidade superior a faixa de velocidade de corte indicada pelo fabricante (40 a 50 m/min);

As rugosidades R_a e R_t , a potência consumida e a vibração na usinagem, utilizando a lubrificação pelo método MQF, foram menores que as do método abundante;

Alterações nos níveis do fator avanço foram significativas para: rugosidade R_a e R_t , potência consumida e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte;

Alterações nos níveis do fator velocidade de corte foram significativas para: rugosidade R_a , potência consumida, vibração e emissão acústica;

Alterações nos níveis do fator Tipo de ferramenta foram significativas para: potência consumida e vibração;

Alterações nos níveis do fator Tipo de lubrificação foram significativas para: potência consumida e emissão acústica;

Equações lineares múltiplas permitem prever os valores de todas as variáveis resposta com um bom nível de precisão;

Os cavacos obtidos para as melhores e piores condições estudadas são semelhantes: formato helicoidal tipo arruela longo/emaranhado e o tipo do cavaco segmentado ou cisalhado;

O ensaio de vida da ferramenta de metal duro foi encerrado com um desgaste médio de flanco de 0,321 mm, resultando em rugosidades médias, finais R_a e R_t de: 0,857 μm e 4,687 μm , respectivamente. O comprimento de corte médio ao final da vida da ferramenta foi de 511,20 m com um tempo de vida médio de 7,30 min;

Constata-se que é possível prever, dentro dos intervalos estudados, de maneira muito satisfatória, os valores de desgaste médio de flanco da ferramenta, através da potência consumida coletada instantaneamente;

Nos ensaios de vida da ferramenta foram constatados: o desgaste de entalhe (VB_N), desgaste de flanco e desgaste de cratera. O desgaste de flanco possivelmente foi gerado pelo mecanismo de desgaste por abrasão. O desgaste de entalhe, na altura da profundidade de usinagem, possivelmente gerado pelo alto endurecimento em usinagem das ligas de níquel. O desgaste de cratera na superfície de saída gerado possivelmente pelo mecanismo de aderência ou arrastamento (*attrition*). O formato do cavaco foi inicialmente o helicoidal tipo arruela longo e, ao final da vida da ferramenta começam a se tornar em formato de fita.

4.12.2 Para o torneamento com a ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$

Inicialmente, a melhor combinação dos níveis dos fatores de entrada seria: avanço de 0,10 mm/rev, velocidade de corte de 400 m/min e uma profundidade de usinagem de 0,20 mm. Entretanto, ao se realizar o ensaio de vida da ferramenta, constatou-se a necessidade de utilizar a profundidade de usinagem para 0,50 mm;

As rugosidades R_a e R_t , a potência consumida, vibração, emissão acústica e desgaste da ferramenta em relação ao comprimento de corte aumentam linearmente com o aumento do avanço;

A potência consumida, vibração e emissão acústica aumentam linearmente com o aumento da profundidade de usinagem;

Em relação à rugosidade R_a , para o fator “Velocidade de corte”, o menor nível de rugosidade foi obtido na velocidade de 400 m/min Para a rugosidade R_t , nota-se o mesmo ocorrido para a rugosidade R_a , entretanto, para os valores de 300 e 400 m/min não existe diferenças visuais significativas;

Em relação à rugosidade R_a , para a profundidade de usinagem, não se observaram diferenças de rugosidade R_a ao se alterar os níveis de profundidade de usinagem;

Em relação à potência consumida, para a velocidade de corte, não existiram diferenças visuais significativas na potência consumida ao se alterar os níveis de velocidade de corte;

A potência consumida, para a profundidade de usinagem, descreve um comportamento muito semelhante ao ocorrido com o fator avanço, uma relação praticamente linear e diretamente proporcional;

A vibração diminui com o aumento da velocidade de corte;

A vibração, para a profundidade de usinagem, descreve um comportamento muito semelhante ao ocorrido com o fator avanço, uma relação praticamente linear e diretamente proporcional;

O avanço foi a variável de entrada que mais trouxe diferenças significativas para os valores das variáveis resposta, principalmente para “ R_a ”, “ R_t ” e para a “Potência consumida”. A “Velocidade de corte” não provocou diferenças estatisticamente significativas;

A partir de equações lineares múltiplas, é possível, prever os valores das todas as variáveis resposta com um razoável nível de precisão, especialmente a potência consumida e a rugosidade R_t , exceto os valores da emissão acústica que não se ajustam linearmente às variáveis de entrada;

O formato do cavaco gerado foi o cavaco em arco conectado/solto e o tipo do cavaco segmentado ou cisalhado;

O acabamento da peça, durante os ensaios de vida da ferramenta para a condição experimental: $f = 0,10$ mm/rev, $v_c = 400$ m/min e $a_p = 0,20$ mm, foi muito inferior ao obtido nos ensaios de confirmação da mesma;

Observa-se um crescimento constante do desgaste de flanco, possivelmente pela concorrência de dois mecanismos de desgaste: aderência e arrastamento e o mecanismo de abrasão. A partir de um certo comprimento usinado teve início o desgaste de entalhe (VB_N) na altura da profundidade de usinagem, possivelmente gerado pelo alto endurecimento em usinagem das ligas de níquel em altas velocidades de corte. Na aresta secundária de corte, o desgaste de entalhe (VC_N) aumentou de maneira progressiva, porém, após o surgimento do desgaste de entalhe (VB_N);

Os ensaios de vida para a ferramenta cerâmica de $Al_2O_3 + MgO$ foram encerrados com um valor médio de desgaste flanco médio de 0,436 mm, e valores médios de R_a e R_t de 2,075 e 13,88 μm , respectivamente; O comprimento de corte médio ao final da vida da ferramenta foi de 326,77 m, com um tempo de vida médio de 0,817 min;

Constata-se que é possível prever, dentro dos intervalos estudados, de maneira muito satisfatória, os valores de desgaste médio de flanco da ferramenta, através da potência consumida coletada instantaneamente;

Resultados das medições de dureza, realizados abaixo da superfície usinada, em função a distância desta superfície, demonstraram que a microdureza até 200 μm de profundidade é cerca de 66 HV maior que a média da dureza após esta distância, e que até 360 μm , a dureza é cerca de 40 HV maior que a média da dureza após esta distância.

5 CONCLUSÃO

Para o torneamento com as ferramentas de metal duro revestidas com (TiAl)N+TiN:

- Melhor combinação: $v_c = 70$ m/min.; $f = 0,10$ mm/rev; ferramenta CNMG120408–M1, TS2500; lubrificação/refrigeração MQF;
- Comprimento de corte médio obtido foi de 511,20 m;
- Manteve até o final de sua vida, rugosidades, dentro dos limites aceitos pelas indústrias aeroespaciais (R_a e R_t máximos de $1,6 \mu\text{m}$ e $6 \mu\text{m}$, respectivamente).

Para o torneamento com a ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$:

- Melhor combinação: $v_c = 400$ m/min, $f = 0,10$ mm/rev, $a_p = 0,50$ mm;
- Comprimento de corte médio obtido foi de 337,18 m;

A ferramenta de metal duro obteve um comprimento de corte, 36 % superior à ferramenta cerâmica, além de manter, até o final de sua vida, rugosidades, R_a e R_t , dentro dos limites aceitos pelas indústrias, especialmente as aeroespaciais (R_a e R_t máximos de $1,6 \mu\text{m}$ e $6 \mu\text{m}$, respectivamente). Entretanto, a utilização da ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$, mostra-se promissora, pois consegue praticamente obter os mesmos valores iniciais de acabamentos (até um comprimento de usinagem de aproximadamente de 170 m) e isto usinando com uma velocidade de corte quase seis vezes maior, com uma potência consumida inferior, aproximadamente de 700 W, com valores semelhantes de vibrações e sem nenhuma quebra. É possível que em operações de desbaste com maiores profundidades de usinagem e um maior raio de ponta, talvez ferramentas redondas, seja uma aplicação mais adequada para a ferramenta cerâmica de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$.

6 INDICAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar a aplicação de MQF em diferentes vazões, utilizando ferramentas cerâmicas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$, na usinagem de superligas;
- Estudar os efeitos de diferentes raios de ponta e chanfros nas ferramentas cerâmicas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$, na usinagem de superligas;
- Avaliar a aplicação de ferramentas cerâmicas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO}$ com formato redondo em diferentes profundidades de usinagem, na usinagem de superligas;
- Entender as causas e os impactos das vibrações críticas, na usinagem das superligas de níquel com ferramentas cerâmicas;
- Pesquisar e avaliar os efeitos dos parâmetros de usinagem, nos esforços de corte com ferramentas cerâmicas e suas relações com as vibrações críticas e a baixa qualidade de acabamento;
- Aprofundar os estudos sobre os efeitos das interações entre a tenacidade do substrato das ferramentas de metal duro, ângulo de saída e formato do quebra cavaco;
- Buscar soluções para quantificar a temperatura de usinagem, obtidas em diferentes combinações dos parâmetros de usinagem e ferramentas de corte;
- Aprofundar o entendimento sobre a capitação dos sinais de emissão acústica durante a usinagem;
- Realizar estudos sobre os efeitos das interações entre os fatores de entrada, na rugosidade das peças, desgaste das ferramentas e comprimento de corte;
- Combinar e avaliar diferentes abordagens estatísticas, para otimização do processo de usinagem, além de aplicar técnicas de simulação que possam prever as combinações para a obtenção de melhores resultados.

REFERÊNCIAS

ALTIN, A.; NALBANT, M.; TASKESEN, A. The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools. **Materials & Design**, v. 28, n. 9, p. 2518–2522, nov. 2007. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306906002561?via%3Dihub>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

AMINI, S.; FATEMI, M. H.; ATEFI, R. High Speed Turning of Inconel 718 Using Ceramic and Carbide Cutting Tools. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 39, n. 3, p. 2323–2330, sept. 2014. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s13369-013-0776-x>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

ARUNA, M.; DHANALAKSHMIS, M.; MOHAN, S. Wear Analysis Of Ceramic Cutting Tools In Finish Turning Of Inconel 718. **Journal of Engineering Science and Technology**, v. 2, n. 9, p. 4253–4262, 2010. Disponível em: <<http://jestec.taylors.edu.my/downloads.html>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

ARSHINOV, V.; ALEKSEEV, G. **Metal cutting theory and cutting tool design**. Moscow: Mir Publishers, 1970. 568 p.

ARUNACHALAM, R. M.; MANNAN, M. A.; SPOWAGE, A. C. Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 14, p. 1481–1491, nov. 2004. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504001270>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 6A718**: Specification of nickel base alloy 718 (uns N07718) for oil and gas drilling and production equipment. USA, 2004.

ASM METALS HANDBOOK. **Properties and selection - Nonferrous alloys and special-purpose materials**. 10. ed. USA: ASM International, 2004. 3470 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 4287**: Especificações geométricas do produto (GPS)- Rugosidade: Método do perfil-Termos, definições dos parâmetros de rugosidade. Rio de Janeiro: 2002, 18 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 4288**: Especificações geométricas do produto (GPS)- Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade. Rio de Janeiro: 2008, 10 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14725-2**: Produtos químicos- Informações sobre segurança, saúde e meio ambiente. Parte 2: Sistema de classificação de perigo. Rio de Janeiro, 2009.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT (NBR ISO 513)**: Classificação e aplicação de metais duros para usinagem com arestas de corte definidas – designação dos grupos principais e grupos de aplicação. Rio de Janeiro: 2013, 4 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT (NBR ISO 9361-1):** Insertos intercambiáveis para ferramentas de corte - insertos de cerâmica com cantos arredondados - parte 1: dimensões das insertos sem furo de fixação. Rio de Janeiro: 2016, 18 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT (NBR ISO 3685):** Ensaio de vida da ferramenta de ponta única para torneamento, para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas, apresenta os parâmetros utilizados para quantificar esses desgastes. Rio de Janeiro: 2016, 61 p.

AXINTE, D. A.; DEWES, R.C. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling experimental data and empirical models. **Journal of Materials Processing Technology** 127, 325–335, oct. 2002.

BAYOUMI, A. E.; XIE, J. Q. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti6wt.%Al-4wt.%V alloy. **Materials Science & Engineering**, A190, p. 173–180, may.1995.

BARBOSA, C. Metais não Ferrosos e suas Ligas – Microestrutura, Propriedades e Aplicações. 1. Ed. Rio de Janeiro: **E–Papers**, 2014. 532 p.

DIETER, G.E. **Metalurgia mecânica**. 2. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 1981. 347 p.

BEHERA, B. C. et al. Effects on forces and surface roughness during machining inconel 718 alloy using minimum quantity lubrication. In: ALL INDIA MANUFACTURING TECHNOLOGY, DESIGN AND RESEARCH CONFERENCE, 26., 2014, Guwahati. **Proceedings...** Guwahati: Aimtdr, 2014.

BHATTACHARYA, A.; DAS, S.; MAJUMDER, P.; BATISH, A. Estimating the effect of cutting parameters on surface finish and power consumption during high speed machining of AISI 1045 steel using Taguchi design and ANOVA. **Production Engineering Research and Development**. 3, 31-40, mar. 2009. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s11740-008-0132-2>>. Acesso em: 01 fev. 2018.

BIKSA, A. et al. Wear behavior of adaptive nano-multilayered AlTiN/MexN PVD coatings during machining of aerospace alloys. **Tribology International**, v. 43, n. 8, p. 1491–1499, feb. 2010. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301679X10000514>>. Acesso em: 01 fev. 2018.

BONIFACIO, Marcos Eduardo Reis. **Monitoramento do processo de torneamento de acabamento via sinais de vibração**. 1993. 109 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, 1993. Disponível em: <<http://www.repositorio.unicamp.br/handle/REPOSIP/264220>>. Acesso em: 18 jul. 2018.

BRANDT, G. Flank and crater wear mechanisms of alumina-based cutting tools when machining steel. **Wear**, v. 112, n. 1, p. 39–56, feb. 1986. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0043164886901997?via%3Dihub>>. Acesso em: 16 mar. 2018.

BRANDT, G.; GERENDAS, A.; MIKUS, M. Wear mechanisms of ceramic cutting tools when machining ferrous and non-ferrous alloys. **Journal of the European Ceramic Society**, v. 6, n. 5, p. 273–290, apr. 1990. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S095522199090019C?via%3Dihub>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

BROOKS, C. R. **Heat treatment, structure and properties of nonferrous alloys**. Ohio: American Society for Metals, 1982. 420 p.

BYUN, T.S.; FARRELL, K. Tensile properties of Inconel 718 after low temperature neutron irradiation. **Journal of Nuclear Materials**, v. 318, p. 292-299, 2003. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022311503000060>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

CANTERO, J. L.; DÍAZ-ÁLVAREZ, J.; MIGUÉLEZ, M. H.; MARÍN, N. C. Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718. **Wear**, v. 297, n. 1–2, p. 885–894, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164812003420?via%3Dihub>>. Acesso em: 13 fev. 2018.

CHILDS, T. et al. **Metal machining - Theory and applications**. London: Arnold, 2001. 416p.

CHOUDHURY, I. .; EL-BARADIE, M. . Machinability of nickel-base super alloys: a general review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 77, n. 1–3, p. 278–284, 1998. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013697004299?via%3Dihub>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

CHOUDHURY, I. A.; EL-BARADIE, M.A. Machinability assessment of Inconel 718 by factorial design of experiment coupled with response surface methodology. **Journal of Materials Processing Technology**, v 95, p. 30–39, 1999. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013699000850>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

DAVIM, J. P.; SREEJITH, P. S.; SILVA, J. Turning of brasses using minimum quantity of lubricant (MQF) and flooded lubricant conditions. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 22 (1), n. 1, p. 45-50, 2007. Disponível em: <<https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426910601015881>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

DEARNLEY, P. A.; TRENT, E. M. Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools. **Metals Technology**, vol.9, p. 60-75, 1982. Disponível em: <<https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1179/030716982803285909>>. Acesso em: 19 mar. 2018.

DEVILLEZ, A. et al. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 10, p. 1590–1598, 2011. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013611001208>>. Acesso em: 16 jun. 2014.

DEVILLEZ, A. et al. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. **Wear**, v. 262, n. 7–8, p. 931–942, 2007. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164806003553?via%3Dihub>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

DERRINGER, G.; SUICH, R. Simultaneous Optimization of Several Response Variables. **Journal of Quality Technology**, 12, 214-219, 1980. Disponível em: <<https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00224065.1980.11980968>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

DINIZ, A. E.; COPPINI, N. L.; MARCONDES, F. C. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 8 ed. São Paulo: Editora M.M, 2013.

DINIZ, A. E.; HARA, C. M. Using neural network to establish the end of turning tool life based on tool vibration signals. **Revista Ciência e Tecnologia**, v.7, n.14, p. 67-74, 1999.

DOLINŠEK, S.; KOPAČ, J. Acoustic emission signals for tool wear identification. **Wear**, v. 225–229, p. 295–303, 1999. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164898003639?via%3Dihub>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

DONG, G. et al. Study of cutting deformation in machining nickel-based alloy Inconel 718. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 6, p. 520–527, 2011. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695511000538>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

DOYLE, E. D.; HORNE, J. G.; TABOR, D. Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. **Proceedings of the Royal Society of London**, v. 366, p. 173–187, jun. 1979. Disponível em: <https://www.jstor.org/stable/79797?seq=1#page_scan_tab_contents>. Acesso em: 14 mar. 2018.

DUDZINSKI, D. et al. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 4, p. 439–456, 2004. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695503001597>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

EUZÉBIO, Carlos Danilo Gaioli. **Uma contribuição da aplicação de modelos fuzzy empregados na detecção da queima de peças na retificação plana**. 2011. 141 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Bauru, 2011. Disponível em: <https://repositorio.unesp.br/bitstream/handle/11449/96495/euzebio_csg_me_bauru.pdf?sequence=1&isAllowed=y>. Acesso em: 14 mar. 2018.

EZUGWU, E. O. Key improvements in the machining of difficult to cut aerospace superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. 45(12–13):1353–1367, 2005. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695505000544>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M.; MACHADO, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 86, n. 1–3, p. 1–16, 1999. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013698003148?via%3Dihub>>. Acesso em: 18 mai. 2018.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Jornal of materials processing technology**, n° 134, p. 233–253, 2003.

Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602010427>>. Acesso em: 18 mai. 2018.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M.; OKEKE, C. I. Tool Life and Surface Integrity When Machining Inconel 718 With PVD- and CVD-Coated Tools. **Tribology Transactions**, v. 42, n. 2, p. 353–360, 1999. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10402009908982228>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

FAN, Y. et al. Study of surface quality in machining nickel-based alloy Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 69, n. 9–12, p. 2659–2667, 2013. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00170-013-5225-1>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

FANG, N.; WU, Q. A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti–6Al–4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 9, p. 4385–4389, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013608007607>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 796p.

GATTO, A.; IULIANO, L. Chip formation analysis in high speed machining of a nickel base superalloy with silicon carbide whisker-reinforced alumina. **International Journal Machine Tools Manufacturing**, v.34, n.8, p.1147-1161, 1994. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0890695594900191>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

GÓMEZ, M. P. et al. Assessment of Cutting Tool Condition by Acoustic Emission. **Procedia Materials Science**, v. 1, p. 321–328, 2012. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2211812812000442>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

GOVEKAR, E.; GRADIŠEK, J.; GRABEC, I. Analysis of acoustic emission signals and monitoring of machining processes. **Ultrasonics**, v. 38, n. 1–8, p. 598–603, 2000. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0041624X99001262?via%3Dihub>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

GRZESIK, Wit. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, modelling, and applications**. 2^a ed. Amsterdam: Elsevier, 2017. 608 p.

GRZESIK, W.; MAŁECKA, J. Documentation of tool wear progress in the machining of nodular ductile iron with silicon nitride-based ceramic tools. **CIRP Annals**, v. 60, n. 1, p. 121–124, 2011. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850611000849?via%3Dihub>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

HADAD, M.; SADEGHI, B. Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy. **Journal of Cleaner Production**, v. 54, p. 332-343, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652613003181>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

HAO, Z. P. et al. New observations on wear mechanism of self-reinforced SiAlON ceramic tool in milling of Inconel 718. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 17, n. 3, p. 467–474, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.acme.2016.12.011>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

HASSUI, Amauri. **Estudo de vibração durante o corte e centelhamento na retificação cilíndrica de mergulho**. 2002. 180f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2002. Disponível em: <<http://repositorio.unicamp.br/jspui/handle/REPOSIP/265602>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

IBRAHIM, G. A. et al. Performance of PVD-coated carbide tools when turning inconel 718 in dry machining. **Advances in Mechanical Engineering**, v. 2011, n. 0, p. 790975, 2011. Disponível em: <<http://ade.sagepub.com/lookup/doi/10.1155/2011/790975>>. Acesso em: 20 set. 2016.

ITURBE, A. et al. Surface Integrity Analysis when Machining Inconel 718 with Conventional and Cryogenic Cooling. **Procedia CIRP**, v. 45, p. 67–70, 2016. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827116003772>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

JARRETA, D.D. et al. Análise crítica da base de dados de software de simulação numérica para conformação a quente da liga VAT@718, **Tecnologia em Metalurgia e Materiais**, v. 5, n°1, p. 28-34, 2008. Disponível em: <<http://tecnologiamm.com.br/files/v5n1/v5n1a06.pdf>>. Acesso em: 20 set. 2016.

KARPUSCHEWSKI, B. et al. Influence of tool edge preparation on performance of ceramic tool inserts when hard turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 11, p. 1978–1988, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013613001726?via%3Dihub>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KAMATA, Y.; OBIKAWA, T. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 192– 193, pp. 281-286, 2007. Disponível em: <<http://www.mdpi.com/2075-4701/8/3/192>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KAYNAK, Y. Evaluation of machining performance in cryogenic machining of Inconel 718 and comparison with dry and MQL machining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 72, n. 5–8, p. 919–933, 2014. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00170-014-5683-0>>. Acesso em: 20 set. 2016.

KIENZLE, O., VICTOR, H.: **Die bestimmung von kräften und leistungen an spanenden werkzeugmaschinen**, :VDI-Z, 1952. 299 p.

KIVAK, T. Optimization of surface roughness and flank wear using the Taguchi method in milling of Hadfield steel with PVD and CVD coated inserts. **Measurement**, v. 50, p. 19–28, 2014. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263224113006386>>. Acesso em: 20 set. 2016.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry Cutting. **Manufacturing Technology**, v. 46, p. 519-526, 1997. Disponível em: < <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607608774>>. Acesso em: 20 set. 2016.

KLOCKE, F. et al. PVD-coated tools and native ester – an advanced system for environmentally friendly machining. **Surface and Coatings Technology**, v. 201, n. 7, p. 4389–4394, 2006. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0257897206008723?via%3Dihub>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KOMANDURI, R.; TURKOVICH B.F. V. New observations on the mechanisms of chip formation when machining titanium alloys. **Wear**, v. 62, p. 179- 188. 1981. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0043164881902428>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KONIG, W.; GERSCHWILER, K. Machining nickel-based superalloys. **Manufacturing Engineering**, v. 3, p. 102 – 108, 1999.

KOSE, E.; KURT, A.; SEKER, U. The effects of the feed rate on the cutting tool stresses in machining of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 196, n. 1-3, p. 165–173, 2008. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607005390>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KUO, C. M. et al. Aging effects on the microstructure and creep behavior of Inconel 718 superalloy. **Materials Science and Engineering A**, v. 510-511, p. 289-294, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509308014391>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

KURT, A. Modelling of the cutting tool stresses in machining of Inconel 718 using artificial neural networks. **Expert Systems with Applications**, v. 36, n. 6, p. 9645–9657, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0957417408009329>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

LI, L. et al. High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 129, n. 1–3, p. 127–130, 2002. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602005903?via%3Dihub>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

LIMA, F. F. et al. Wear of ceramic tools when machining Inconel 751 using argon and oxygen as lubri-cooling atmospheres. **Ceramics International**, v. 43, n. 1, p. 677–685, 2017. Elsevier. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ceramint.2016.09.214>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da Usinagem dos Metais**. 3. ed. São Paulo: Editora Edgard Blucher, 2015.408 p.

MAIYAR, L. M. et al. Optimization of Machining Parameters for end Milling of Inconel 718 Super Alloy Using Taguchi based Grey Relational Analysis. **Procedia Engineering**, v. 64, p. 1276–1282, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705813017220>>. Acesso em: 14 mar. 2018.

MARQUES, A. et al. Performance assessment of MSQ: Minimum quantity solid lubricant during turning of Inconel 718. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, p. 0954405415592128-, 2015. Disponível

em: <<http://pib.sagepub.com/content/early/2015/07/16/0954405415592128.full.pdf>>. Acesso em: 10 nov. 2015.

MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 8. ed, New York: John Wiley, 2013. 724p.

MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C. **Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments**. 2. ed. New York: John Wiley, 1995.

NEGRETE, C. C. Optimization of cutting parameters for minimizing energy consumption in turning of AISI 6061 T6 using Taguchi methodology and ANOVA. **Journal of Cleaner Production**, v.53, p.195–203, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S095965261300187X>>. Acesso em: 10 nov. 2015.

OLOVSJÖ, S.; NYBORG, L. Influence of microstructure on wear behaviour of uncoated WC tools in turning of Alloy 718 and Waspaloy. **Wear**, v. 282–283, p. 12–21, 2012. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164812000051?via%3Dihub>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

PAPACHARALAMPOPOULOS, A. et al. Acoustic Emission Signal Through Turning Tools: A Computational Study. **Procedia CIRP**, v. 8, p. 426–431, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827113004058>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

PAWADE, R. S.; JOSHI, S. S. Analysis of acoustic emission signals and surface integrity in the high-speed turning of Inconel 718. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 226, n. 1, p. 3–27, 2012. Disponível em: <<http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0954405411407656>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

PAWADE, R. S.; JOSHI, S. S.; BRAHMANKAR, P. K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 1, p. 15–28, 2008. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695507001551?via%3Dihub>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

PECHENIN, V. A. et al. Method of Controlling Cutting Tool Wear Based on Signal Analysis of Acoustic Emission for Milling. **Procedia Engineering**, v. 176, p. 246–252, 2017. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705817308032>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

PIMENTA, C. D. et al. Método Taguchi aplicado na identificação dos fatores causadores da decarbonetação do arame de aço SAE 51B35, durante tratamento térmico de esferoidização. **GEPROS - Gestão da Produção, Operações e Sistemas**, v. 7, n 2, p. 97-108. 2012. Disponível em: <<http://www.gepros.feb.unesp.br>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

PINHEIRO, Cleverson. **Efeitos do teor de umidade da madeira no fresamento de Pinus elliottii**, 2014. 122 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica,

Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014. Disponível em: <<https://repositorio.unesp.br/handle/11449/111059>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

PHADKE, M. S. **Quality engineering using robust design**. 1. ed. New York: Prentice Hall, 1989. 333 p.

POLVOROSA, R. et al. Tool wear on nickel alloys with different coolant pressures: Comparison of Alloy 718 and Waspaloy. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 26, p. 44–56, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.01.012>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

PUSAVEC, F. et al. Sustainable machining of high temperature Nickel alloy – Inconel 718: part 1 – predictive performance models. **Journal of Cleaner Production**, v. 81, p. 255–269, 2014. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652614006283>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

PUŠAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAČ, J. Transition to sustainable production e Part I: application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, 174-184, 2010. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652609002613>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

PUŠAVEC, F. et al. Transition to sustainable production—part II: evaluation of sustainable machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v.18, p. 1211–1221, 2010. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652610000260>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

RAHMAN, M.; SEAH, W. K. H.; TEO, T. T. The machinability of inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 63, n. 1–3, p. 199–204, 1997. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013696026246?via%3Dihub>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

RECHT, R. F. Catastrophic thermoplastic shear. **Transactions of ASME. Journal of Applied Mechanics**, p.189-193, 1964. Disponível em: <<http://appliedmechanics.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1396304>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

REED, R. C.; TAO, T.; WARNKEN, N. Alloys-By-Design: Application to nickel-based single crystal superalloys. **Acta Materialia**, v.57, p. 5898-5913, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359645409005187>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SANDVIK. **Technical Guide: Turning, Milling, Drilling, Boring, Tool Holding**, 2011.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Editora Artliber, 2007. 246 p.

SARIKAYA, M.; GÜLLÜ, A. Taguchi design and response surface methodology based analysis of machining parameters in CNC turning under MQF. **Journal of Cleaner Production**, v. 65, p. 604–616, 2014.

SELVARAJ, P.; CHANDRAMOHAN, P.; MOHANRAJ, M. Optimization of surface roughness, cutting force and tool wear of nitrogen alloyed duplex stainless steel in a dry turning process using Taguchi method. **Measurement**, v. 49, p. 205–215, 2014. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263224113005903>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SLAMA, C.; ABDELLAOUI, M. Structural characterization of the aged Inconel 718. **Journal of Alloys and Compounds**, v. 306, n. 1-2, p. 277-284, 2000. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0925838800007891>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SHAHROM, M. S.; YAHYA, N. M.; YUSOFF, A. R. Taguchi Method Approach on Effect of Lubrication Condition on Surface Roughness in Milling Operation. **Procedia Engineering**, v.53, p.594–599, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705813001951>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SHARMAN, A. R. C.; HUGHES, J. I.; RIDGWAY, K. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718TM when turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 173, n.3, p.359–367, 2006. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013606000239?via%3Dihub>>. Acesso em: 26 mai. 2018.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 83-101, 2012. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695512000260>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SILVA, L. R.; COELHO, R. T.; CATAI, R. E. Desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga "waspaloy". **Revista Escola de Minas**, v. 57, n. 2, p. 109–114, 2004. Disponível em: <http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0370-44672004000200007&lng=pt&tlng=pt>. Acesso em: 18 mai. 2018.

SILVA, L. R. et al. Estudo da geometria de corte para torneamento de Inconel. **Máquinas e Metais**, v. 37, p. 32 – 55, 2001.

SILVA, L. R. et al. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant—MQL in grinding International. **Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, p. 412-418, 2007. Disponível em: <<https://repositorio.unesp.br/handle/11449/8910>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SILVA, L. R. et al. Environmentally friendly manufacturing: Behavior analysis of minimum quantity of lubricant - MQL in grinding process. **Journal of Cleaner Production**, 2013. Disponível em: <<https://pubag.nal.usda.gov/catalog/5468045>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

SOUZA, A. J. **Aplicação de Multi-sensores no Prognóstico da Vida da Ferramenta de Corte em Torneamento**. 2004. 211 f. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004. Disponível em: <<https://repositorio.ufsc.br/xmlui/bitstream/handle/123456789/88055/208616.pdf?...1>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

STÅHL, J. E.; SECO TOOLS, A. **Metal Cutting Theories and Models**. Sweden: Lund University Press, 2012.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 4 ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995. 249 p.

THAKUR, D.G; RAMAMOORTHY, B; VIJAYARAGHAVAN, L. Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning. **Materials and Design**, v.30, p.1718–1725, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306908003506>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

THOMAS, A. et al. High temperature deformation of Inconel 718. **Journal of Material Processing Technology**, v.177, p.469-472, 2006. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013606004985>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4. ed. Boston: Butterworth- Heinemann, 2000. 446 p.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 3, p. 250–280, 2011. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695510001926>>. Acesso em: 30 mai. 2014.

UMBRELLO, D. Investigation of surface integrity in dry machining of Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 69, n. 9–12, p. 2183–2190, 2013. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00170-013-5198-0>>. Acesso em: 18 abr. 2017.

VIJAY, S.; KRISHNARAJ, V. Machining Parameters Optimization in End Milling of Ti-6Al-4V. **Procedia Engineering**, v.64, p.1079–1088, 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705813017001>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

WANG, B.; LIU, Z. Acoustic emission signal analysis during chip formation process in high speed machining of 7050-T7451 aluminum alloy and Inconel 718 superalloy. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 27, p. 114–125, 2017. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612517300750?via%3Dihub>>. Acesso em: 4 jun. 2018.

XAVIOR, M. A.; ADITHAN, M. Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. **Journal of materials processing technology**, v. 209, p. 900-909, 2009. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013608002094>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

XAVIOR, M. A. et al. Tool Wear Assessment during Machining of Inconel 718. **Procedia Engineering**, v. 174, p. 1000–1008, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.252>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

XUE, C.; CHEN, W. Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy. **Wear**, v. 270, n. 11–12, p. 895–902, 2011.

Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164811000706?via%3Dihub>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

YAZID, M. Z. A. et al. Surface integrity of Inconel 718 when finish turning with PVD coated carbide tool under MQL. **Procedia Engineering**, v. 19, p. 396-401, 2011. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811029407>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 947 - 964, 2008. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695508000242>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

YÜNLÜ, L.; ÇOLAK, O.; KURBANOĞLU, C. Taguchi DOE Analysis of Surface Integrity for High Pressure Jet Assisted Machining of Inconel 718. **Procedia CIRP**, v. 13, p. 333–338, 2014. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827114000572>>. Acesso em: 16 jun. 2014.

ZEILMANN, R. P.; FONTANIVE, F.; SOARES, R. M. Wear mechanisms during dry and wet turning of Inconel 718 with ceramic tools. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 92, n. 5–8, p. 2705–2714, 2017. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-017-0329-7>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

ZETEK, M.; ČESÁKOVÁ, I.; ŠVARC, V. Increasing Cutting Tool Life when Machining Inconel 718. **Procedia Engineering**, v. 69, p. 1115–1124, 2014. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705814003452>>. Acesso em: 20 mar. 2018.

ZHUANG, K. et al. Employing preheating- and cooling-assisted technologies in machining of Inconel 718 with ceramic cutting tools: towards reducing tool wear and improving surface integrity. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 80, n. 9–12, p. 1815–1822, 2015. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00170-015-7153-8>>. Acesso em: 13 fev. 2018.

ZHUANG, K. et al. Notch wear prediction model in turning of Inconel 718 with ceramic tools considering the influence of work hardened layer. **Wear**, v. 313, n. 1–2, p. 63–74, 2014. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2014.02.007>>. Acesso em: 13 fev. 2018.