

ANTONIO FAVERO FILHO

**FRESAMENTO DE TOPO DO INCONEL® 718 COM
FERRAMENTAS DE METAL DURO MICROGRÃOS**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2018

ANTONIO FAVERO FILHO

**FRESAMENTO DE TOPO DO INCONEL® 718 COM FERRAMENTAS
DE METAL DURO MICROGRÃOS**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Uberlândia – MG

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

F273f Favero Filho, Antonio, 1986-
2018 Fresamento de topo do Inconel® 718 com ferramentas de metal duro microgrãos [recurso eletrônico] / Antonio Favero Filho. - 2018.

Orientador: Álisson Rocha Machado.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2019.360>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. 2. Usinagem. 3. Ferramentas para cortar metais. 4. Metais - Corte. I. Machado, Álisson Rocha, 1956- (Orient.) II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

Maria Salete de Freitas Pinheiro - CRB6/1262

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA**

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

**ATA****ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO****NÚMERO DE ORDEM: 516****DATA: 10/08/2018**

Às oito horas e trinta minutos do dia dez de agosto de dois mil e dezoito, no Anfiteatro A do Bloco 50, Campus Santa Mônica, reuniu-se a Banca Examinadora composta pelos Professores Dr. Álisson Rocha Machado (orientador) e Dr. Rosemar Batista da Silva da Universidade Federal de Uberlândia, Dr. Éder Silva Costa do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais e Dr. Milton Luiz Polli da Universidade Tecnológica Federal do Paraná para, sob a presidência do primeiro, desenvolver o processo de avaliação da dissertação intitulada "**Fresamento de Topo do Iconel® 718 com Ferramentas de Metal Duro Microgrãos**", apresentada pelo aluno **ANTONIO FAVERO FILHO**, matrícula número **11612EMC002**, em complementação aos requisitos determinados pelo Regimento do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica para obtenção do título de Mestre. Após discorrer sobre seu trabalho, o candidato foi arguido pelos membros da Banca, diante das comunidades universitária e externa. Em seguida, a dissertação foi avaliada em seção privada pelos membros da Banca que, ao encerrar o processo, consideraram-na:

- () Aprovada
(X) Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação do orientador.
() Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação da banca.
() Reprovada

conferindo ao aluno, em caso de aprovação, o título de Mestre em Engenharia Mecânica, **Área de Concentração:** Materiais e Processos de Fabricação, **Linha de Pesquisa:** Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem). As demandas complementares observadas pelos examinadores deverão ser satisfeitas no prazo máximo de 60 dias, para dar validade a esta aprovação. Para constar, lavrou-se a presente ata, que vai assinada pelo presidente e demais membros da Banca.

Membros:

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado (orientador) - UFU

Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva - UFU

Prof. Dr. Éder Silva Costa - CEFET-MG

Prof. Dr. Milton Luiz Polli - UTFPR



Documento assinado eletronicamente por **Álisson Rocha Machado, Professor(a) do Magistério Superior**, em 10/08/2018, às 12:04, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Milton Luiz Polli, Usuário Externo**, em 10/08/2018, às 12:05, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 10/08/2018, às 12:07, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Eder Silva Costa, Usuário Externo**, em 10/08/2018, às 12:08, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0630942** e o código CRC **A04E201F**.

DEDICATÓRIA

Este trabalho é inteiramente dedicado ao meu falecido pai, Antonio Favero, que mesmo não estando entre nós, possibilitou todas as oportunidades que tive na vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a minha amada esposa Ildiane, por toda dedicação e paciência para comigo em todos estes anos de convivência.

À minha mãe, Rute Nunes, pelo esforço em criar todos os seus filhos, dando-lhes muito amor e muitos exemplos, sem ela eu nada seria. Aos meus irmãos, Andreza Nunes da Silva, Anderson Nunes da Silva e Lucas Nunes Alves, pelo companheirismo e apoio. Ao meu pai Antonio, por todos os ensinamentos repassados a mim em nosso breve convívio e a todas as oportunidades que tive devido ao seu incondicional apoio.

Ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado pela disposição na orientação deste trabalho, pela capacidade de transmitir ensinamentos valiosos e pela sua paciência durante estes dois últimos anos. Ao Prof. Dr. Marcos Antonio de Souza Barrozo pela sua plena disposição em ajudar durante o planejamento e análises dos experimentos. Ao Prof. Dr. Éder Silva Costa pela sua inestimável ajuda durante o desenvolvimento dos experimentos.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU) pela contribuição em minha formação, através da oferta de cursos tão conceituados. À Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) pela formação de excelentes engenheiros mecânicos desde 1962. Ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) pelo grande crescimento acadêmico e profissional que tive durante minha graduação e pós graduação.

À Villares Metals, em especial ao senhor Jefferson Silva, pelo fornecimento do material utilizado na pesquisa. À Ceratizit América Latina Ltda., em especial ao senhor Ivan Rohrer, pelo fornecimento dos cilindros de metal duro utilizados na fabricação das fresas. À OSG, em especial ao senhor Rodrigo Katsuda, pela fabricação das fresas utilizadas na pesquisa.

Ao CNPq pelo auxílio financeiro.

Ao Rogério Ferreira da Silva, da PUCPR (LAUS), pela disposição em cortar as ferramentas (fresas), sendo assim possível uma análise mais detalhada da mesma.

Ao graduando Luiz Eduardo Rodrigues Vieira e ao técnico Rafael Ramos Heilbuth da Faculdade de Engenharia Química da UFU pela ajuda durante a obtenção das fotos no MEV.

Ao aluno de iniciação científica Kenji Okada pelo suporte técnico oferecido durante os experimentos. Aos meus colegas do LEPU que sempre estiveram ao meu lado durante esta jornada, Adriell Oliveira Diniz, Henrique Butzlaff Hübner e, especialmente, ao Leonardo Rosa Ribeiro da Silva por toda ajuda durante os testes e análise dos resultados.

Favero Filho, A., **Fresamento de Topo do Inconel® 718 com Ferramentas de Metal Duro Microgrãos**. 2018, 151 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia - MG.

Resumo

O desenvolvimento do metal duro é considerado um dos maiores impulsos na área de ferramentas de corte, juntamente com a criação do aço rápido e a utilização de revestimentos para ferramentas de corte. Historicamente, o tamanho dos grãos de carboneto de tungstênio contidos nos metais duros tem variado entre 1 e 10 μm , mas fabricantes estão diminuindo estas partículas para valores abaixo de 1 μm . Esta redução do tamanho do grão torna o metal duro mais denso, melhorando a tenacidade à fratura e apresentando assim uma maior resistência da aresta de corte, melhorando o desempenho no corte de materiais com baixa usinabilidade. Devido às suas excelentes propriedades mecânicas à alta temperatura, o Inconel® 718 é largamente empregado em componentes aeronáuticos, componentes da indústria de equipamentos submarinos, entre outras. Esse material também é muito conhecido pela sua baixa usinabilidade, por apresentar baixa perda de propriedades mecânicas com o aumento da temperatura, possuir baixa condutividade térmica e ainda apresenta encruamento quando submetido a esforços de usinagem. Neste contexto este trabalho comparou o desempenho de duas fresas de metal duro microgrãos, TMG30 e CTS18D, da Ceratizit/OSG no fresamento de Inconel® 718 envelhecido, com dureza média de 450 HV. Esta comparação foi realizada através de um planejamento fatorial 2^4 para testes de vida, medição do acabamento superficial da peça e medição de potência de usinagem, e através de um planejamento fatorial 2^3 para as medições de temperatura de usinagem. Para ambos os planejamentos a classe de metal duro microgrão (TMG30 e CTS18D), a velocidade de corte (15 m/min e 75 m/min) e o avanço (0,016 mm/rev.dente e 0,031 mm/rev.dente) foram variados, já para a medição de temperatura apenas a direção de corte discordante foi utilizada. Concluiu-se que para condições de corte empregando o maior valor de avanço de corte (0,031 mm/rev.dente) e alto valor de velocidade de corte (75 m/min) nenhuma das classes de ferramentas testadas mostraram resultados satisfatórios de vida. Já para condições de corte com baixo valor de avanço de corte (0,016 mm/rev.dente) e baixo valor de velocidade de corte (15 m/min), ambas ferramentas apresentaram bons resultados de vida, não havendo diferenças estatísticas entre as mesmas, possivelmente pela pequena diferença de dureza apresentada entre as ferramentas. Os resultados de temperatura, de potência e de acabamento superficial apresentaram correlação direta com as condições de corte. Além de não haver diferenças significativas entre as classes TMG30 e CTS18D.

Palavras Chave: Microgrão de metal duro, fresamento de topo, Inconel® 718, acabamento superficial, potência de usinagem, temperatura de corte

Favero Filho, A., End Milling of Inconel® 718 with Micrograined Cemented Carbide Tools. 2018. 151 p. Master's Dissertation, Federal University of Uberlandia - MG.

Abstract

The development of the cemented carbides is considered to be one of the greatest impulses in the area of cutting tools, along with the creation of high speed steel and the use of coatings. Historically the size of the tungsten carbide grains contained in the hard metals has ranged from 1 to 10 μm , but manufacturers are decreasing these particles to values below 1 μm . This reduction in grain size makes the carbide denser, improving fracture toughness and thus presenting higher cutting edge strength, improving the cutting performance of materials with low machinability. Due to its excellent mechanical properties at high temperatures, Inconel® 718 is widely used in aeronautical, submarine components, as well as other applications where the material to be used needs a combination of refractoriness and resistance to corrosion and wear. This material is also well known for its low machinability, as it presents low loss of mechanical properties with increasing temperature, low thermal conductivity and is work-hardened when subjected to machining efforts. This work compared the performance of two Ceratizit / OSG micrograin milling cutters, TMG30 and CTS18D, in the milling of aged Inconel® 718 with an average hardness of 450 HV. This comparison was performed through work-life tests, surface finish, machining power and machining temperature measurements. It was concluded that for cutting conditions with higher feed rates (0.031 mm/rev.tooth) and high cutting speeds (75 m/min), none of the tested tool classes showed satisfactory life results. However, for the cutting conditions with lower feed rates (0.016 mm/rev.tooth) and lower cutting speed (15 m/min), both tools presented good work-life results, there being no statistical differences between them, possibly due to the small difference in hardness between the tools. The results of temperature and power showed direct correlation with the cutting conditions.

Keywords: Micrograined cemented carbide, end milling, Inconel® 718, surface finish, machining power, machining temperature

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Dureza dos materiais para ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000). ...	10
Figura 2.2 – Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte em relação à temperatura (KOMANDURI, 1997).....	10
Figura 2.3 – Aumento das velocidades de corte conseguido no último século (PASTOR, 1987).	11
Figura 2.4 – Materiais empregados para ferramentas de corte (ISCAR LTD, 2001).	13
Figura 2.5 – Variação da dureza com o teor de cobalto (ligante) e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).	17
Figura 2.6 – Variação da tenacidade com o teor de cobalto (ligante) e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).	17
Figura 2.7 – Variação da dureza a quente com a temperatura e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).	18
Figura 2.8 – Variação da condutividade térmica com a temperatura e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).	19
Figura 2.9 – Metal duro microgrão e ultrafino subdividido por suas aplicações no ano 2000 (adaptado de GILLE et al., 2002).	19
Figura 2.10 – Ferramentas de corte fabricadas com metal duro microgrão com e sem revestimento (ORTNER et al., 2014).	20
Figura 2.11 – Aumento da vida útil de insertos microgrãos não revestidas (THM-U) em comparação com inserto com granulometria convencional e revestido (HC-K05-M) no fresamento de blocos de motor (GG 26 Cr) (adaptado de GILLE et al., 2002).....	21
Figura 2.12 – Aumento da vida útil da ferramenta e redução do tempo de corte com o uso de pastilhas de metal duro ultrafinos (THM-U) no fresamento de caixas de câmbio de GK- AISi 18 Cu3 (adaptado de GILLE et al., 2002).	22
Figura 2.13 – Aumento da produtividade no fresamento de válvulas de AISi10Mg(Cu) utilizando insertos de metal duro microgrãos e ultrafinos (adaptado de GILLE et al., 2002).	23
Figura 2.14 – Torneamento utilizando altas velocidades com inserto de geometria 4E (METAL POWDER REPORT, 2009).....	24
Figura 2.15 – Fresas cilíndricas ou tangenciais (adaptado de METALICA, 2018).	25
Figura 2.16 – Fresa frontal ou de topo (adaptado de SUAREZ, 2008).	25
Figura 2.17 – Fresa de topo com insertos intercambiáveis (BLASFERWIDIA, 2018).	27
Figura 2.18 – Fresa de topo integral (FERRAMENTAS GERAIS, 2018).	28
Figura 2.19 – Microfresa comparada ao diâmetro de uma moeda (CÓDIGO G, 2018).	29
Figura 2.20 – Força de usinagem e seus componentes para os processos de fresamento (MACHADO; SILVA, 2004).	30
Figura 2.21 – Efeito da correlação entre a velocidade de corte e o meio lubro-refrigerante na força de avanço no fresamento frontal da liga de alumínio A356 (BARBOSA, 2014).	31
Figura 2.22 – Efeito do avanço na força de corte na direção X, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).	32

Figura 2.23 – Efeito do avanço na força de corte na direção Y, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).....	32
Figura 2.24 – Efeito do avanço na força de corte na direção Z, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).....	33
Figura 2.25 – Influência da profundidade de corte sobre a força de usinagem (CIMM, 2017).	33
Figura 2.26 – Zonas de cisalhamento no processo de corte ortogonal (SUAREZ, 2008).	35
Figura 2.27 – Distribuição típica de temperaturas na região de corte (CIMM, 2017).	36
Figura 2.28 – Temperatura x Velocidade de corte. Curva de McGee (SUAREZ, 2008).	36
Figura 2.29 – Temperaturas da ferramenta obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função da profundidade de corte (SUAREZ, 2008).....	37
Figura 2.30 – Temperaturas da ferramenta obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função do avanço por dente (SUAREZ, 2008).....	38
Figura 2.31 – Influência da velocidade de corte nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).	46
Figura 2.32 – Influência do avanço nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).....	47
Figura 2.33 – Influência da profundidade de corte nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).	48
Figura 2.34 – (a) Temperatura da subsuperfície. (b) Temperatura da superfície (adaptado de COZ; DUDZINSKI, 2014).....	50
Figura 2.35 – Evolução da máxima temperatura com a velocidade de corte (adaptado de COZ; DUDZINSKI, 2014).	51
Figura 2.36 – Textura da superfície fresada e direções onde a rugosidade superficial foi medida (adaptado de LI et al., 2014).	54
Figura 2.37 – Rugosidade superficial (Ra) na direção de avanço e perpendicular a ela, após o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de LI et al., 2014).	54
Figura 2.38 – Desgaste das ferramentas (VB) com o tempo para diferentes condições de corte, no fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ZHANG; LI; WANG, 2012).	56
Figura 2.39 – Variação da força de corte com o tempo durante o fresamento de topo do Inconel® 718 para diferentes condições de corte. (a) Força de usinagem Fx. (b) Força de usinagem Fy. (c) Força de usinagem Fz. (adaptado de ZHANG; LI; WANG, 2012).	57
Figura 3.1 – Fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes.....	64
Figura 3.2 – Fluxograma das principais etapas dos ensaios experimentais do Inconel® 718.	65
Figura 3.3 – Microscopia ótica (MO) do INCONEL® VAT718A.	67
Figura 3.4 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) do INCONEL® VAT718A. (a) Elétrons secundários; (b) Elétrons retro-espalhados, sendo que a cor verde indica o nióbio, a cor azul indica o cromo e a cor vermelha indica o níquel.	67
Figura 3.5 – Resultados dos ensaios de dureza no material.	68
Figura 3.6 – Dimensões das fresas utilizadas nos ensaios.	71
Figura 3.7 – Imagens das arestas principal de corte das ferramentas utilizadas nos ensaios obtidas através do estereomicroscópio.....	71
Figura 3.8 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) da ferramenta de metal duro microgrão classe TMG30.	72
Figura 3.9 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) da ferramenta de metal duro microgrão classe CTS18D.	73
Figura 3.10 – Dureza média das ferramentas analisadas.	73
Figura 3.11 – Ferramenta (fresa) utilizada nos ensaios, montada no suporte.	74

Figura 3.12 – Fluxograma mostrando a metodologia de aquisição de dados.	75
Figura 3.13 – Amplificação dos sinais adquiridos. (a) Esquema do circuito montado. (b) Circuito montado no interior da caixa do amplificador.	76
Figura 3.14 – Fluxograma do sistema de medição da potência de usinagem.	77
Figura 3.15 – Profundidade de corte e penetração de trabalho no fresamento frontal (adaptado de SUAREZ, 2008).	78
Figura 3.16 – Detalhe da montagem do sistema de medição de rugosidade e detalhe da superfície onde a rugosidade foi medida.	79
Figura 3.17 – Rugosímetro de contato portátil utilizado.	79
Figura 3.18 – Estéreo Microscópio utilizado para medição do desgaste nas ferramentas de corte.	80
Figura 3.19 – Montagem da câmera termográfica infravermelha utilizada para medição da temperatura de corte.	81
Figura 3.20 – Superfície da peça pintada na cor preto fosco para reduzir a reflexibilidade. .	82
Figura 3.21 – Compartimento da temperatura máxima atingida durante os testes de temperatura.	83
Figura 3.22 – Esquema da montagem da termocâmara e determinação da posição do ponto focal da termocâmara.	84
Figura 4.1 – Vida das ferramentas em função do volume de material removido em mm ³	86
Figura 4.2 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao volume usinado.	87
Figura 4.3 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição do teste D, T, 75Vc, 0,126f.	88
Figura 4.4 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição do teste C, T, 75Vc, 0,126f.	88
Figura 4.5 – Vida das ferramentas em função do tempo de usinagem.	89
Figura 4.6 – Gráfico de Pareto para análise dos efeitos das variáveis de entrada em relação ao tempo de usinagem.	90
Figura 4.7 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao tempo de usinagem, desconsiderando os resultados das condições mais severas.	91
Figura 4.8 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, T, 15Vc, 0,126f.	92
Figura 4.9 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, C, 15Vc, 0,126f.	93
Figura 4.10 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, C, 75Vc, 0,063f. ...	93
Figura 4.11 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, T, 75Vc, 0,126f.	94
Figura 4.12 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, T, 75Vc, 0,126f.	94
Figura 4.13 - Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, C, 75Vc, 0,126f.	95
Figura 4.14 – Potência de usinagem média ao longo da vida da ferramenta.	95
Figura 4.15 – Rugosidade média (Ra) ao longo da vida da ferramenta.	96
Figura 4.16 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a potência média de corte durante toda a vida da ferramenta.	97
Figura 4.17 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a rugosidade superficial média (Ra) durante toda a vida da ferramenta.	98
Figura 4.18 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a temperatura nas regiões próximas a zona de corte durante toda a vida da ferramenta.	101
Figura 4.19 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a potência de usinagem durante toda a vida da ferramenta.	102
Figura 4.20 – Temperaturas médias e potência médias durante a vida útil das ferramentas de corte para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.	103
Figura 4.21 – Temperatura e potência atingida a cada ciclo de usinagem.	104

Figura 4.22 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao desgaste na ponta da ferramenta durante toda sua vida.....	105
Figura 4.23 – Temperatura e desgaste de ponta médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.	106
Figura 4.24 – Temperatura e desgaste de ponta a cada ciclo de usinagem.....	107
Figura 4.25 – Adesão de material na condição de ensaio D, T, 15Vc, 0,126f. (a) Imagem da aresta por elétrons retro-espalhados (BSD). (b) Mapa de composição da peça, onde os pixels em branco indicam a presença predominante de níquel nesta posição.	108
Figura 4.26 – Adesão de material na condição de ensaio D, T, 75Vc, 0,126f. (a) Imagem da aresta por elétrons retro-espalhados (BSD). (b) Mapa de composição da peça, onde os pixels em branco indicam a presença predominante de níquel nesta posição.	108
Figura 4.27 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao desgaste na hélice da ferramenta durante toda sua vida.	109
Figura 4.28 – Temperatura e desgaste de hélice médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.	110
Figura 4.29 – Variação acumulada da temperatura e do desgaste de hélice em relação a cada ciclo de usinagem.	110
Figura 4.30 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, 15Vc, 0,063f.	111
Figura 4.31 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, 15Vc, 0,063f.	112
Figura 4.32 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, 15Vc, 0,126f.	112
Figura 4.33 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, 15Vc, 0,126f.	113
Figura 4.34 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, 75Vc, 0,063f.	113
Figura 4.35 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, 75Vc, 0,063f.	114
Figura 4.36 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, 75Vc, 0,126f.	114
Figura 4.37 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, 75Vc, 0,126f.	115
Figura 4.38 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, 15Vc, 0,063f. Os números abaixo das figuras indicam os ciclos de usinagem.	116
Figura 4.39 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, 15Vc, 0,063f.....	116
Figura 4.40 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, 15Vc, 0,126f.	117
Figura 4.41 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, 15Vc, 0,126f.....	117
Figura 4.42 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, 75Vc, 0,063f.	118
Figura 4.43 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, 75Vc, 0,063f.....	118
Figura 4.44 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, 75Vc, 0,126f.	119
Figura 4.45 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, 75Vc, 0,126f.....	119

Figura 4.46 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao parâmetro de rugosidade Ra durante todos os ciclos de usinagem.	120
Figura 4.47 – Temperatura e Ra médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.	121
Figura 4.48 – Variação acumulada da temperatura e do Ra em relação a cada ciclo de usinagem.	121
Figura 4.49 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem T, 15Vc, 0,063f.	122
Figura 4.50 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem C, 15Vc, 0,063f.	123
Figura 4.51 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem T, 75Vc, 0,126f.	123
Figura 4.52 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem C, 75Vc, 0,126f.	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Dados quantitativos das principais propriedades das ferramentas de corte (ABRÃO, 1995).....	12
Tabela 2.2 – Classificação dos metais duros segundo a norma ISO 513 (2004) (MACHADO et al., 2015).....	15
Tabela 2.3 – Resultado da força de avanço em N, variando a velocidade de corte, avanço por dente e porcentagem de emulsão do fluido-refrigerante no fresamento frontal da liga de alumínio A356 (adaptado de BARBOSA, 2014).....	31
Tabela 2.4 – Composição química da liga Inconel® 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (adaptado da API, 2004).....	41
Tabela 2.5 – Condições dos testes de fresamento de topo para caracterizar a integridade superficial do Inconel® 718 (adaptado de LI et al., 2014).	53
Tabela 2.6 – Experimento fatorial de dois fatores, caso geral (adaptado de MONTGOMERY, 1991).	61
Tabela 3.1 – Composição química da liga VAT718A (% Peso).....	66
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga VAT718A.	66
Tabela 3.3 – Composição química encontrada por microscopia eletrônica de varredura utilizando elétrons retro-espalhados (% em massa).....	68
Tabela 3.4 – Características das classes de metal duro microgrãos utilizadas nos testes. ...	69
Tabela 3.5 – Características das ferramentas de corte (fresas) utilizadas nos testes.	70
Tabela 3.6 – Planejamento 24 utilizado para a medição de potência de usinagem, da rugosidade superficial e dos desgastes da aresta de corte.	77
Tabela 3.7 – Planejamento 23 utilizado para a medição da temperatura de corte.	83
Tabela 4.1 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao volume de material usinado, com confiabilidade de 95%.	86
Tabela 4.2 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao tempo de usinagem, com confiabilidade de 95%.	89
Tabela 4.3 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao tempo de usinagem, com confiabilidade de 95%, desconsiderando os resultados das condições mais severas.	91
Tabela 4.4 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação à potência média de corte durante toda a vida das ferramentas, com confiabilidade de 95%.	96
Tabela 4.5 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a rugosidade superficial média (Ra) durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.	97
Tabela 4.6 – Coeficiente de correlação de Pearson entre as variáveis de entrada e saída avaliadas.	99
Tabela 4.7 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a temperatura nas regiões próximas a zona de corte durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.	100
Tabela 4.8 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a potência de usinagem durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.	101

Tabela 4.9 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação ao desgaste na ponta da ferramenta durante toda sua vida, com confiabilidade de 95%.	105
--	-----

LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

$^{\circ}\text{C}$	Graus <i>Celsius</i>
μm	Micrometro
ϵ	Emissividade
μ	Média dos resultados
τ_i	Efeito principal do fator A
β_i	Efeito principal do fator B
$(\tau\beta)_{ij}$	Efeito da interação dos fatores A e B
ϵ_{ijk}	Erro experimental
$\text{\textcircled{R}}$	Marca registrada
A/D	Analógico / Digital
a_e (mm)	Penetração de trabalho ou largura de corte
Al	Alúminio
a_p (mm)	Profundidade de corte
ASM	<i>American Society of Materials</i>
BSD	<i>Backscattered electrons</i>
C	Carbono
CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i>
cm	Centímetro
CNC	Controle numérico computadorizado
Co	Cobalto
Cr	Cromo
d (mm)	Diâmetro da fresa
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
DOE	<i>Design of experiments</i>
EDS	<i>Energy-dispersive X-ray spectroscopy</i>
f (mm/rev.)	Avanço
F_{ap} (N)	Força de apoio
F_c (N)	Força de corte
F_e (N)	Força efetiva de corte
F_f (N)	Força de avanço
F_t (N)	Força ativa
f_z (mm/dente)	Avanço por dente
g	Gramas

GPa	Gigapascal
HRA	Dureza Rockwell A
HRC	Dureza Rockwell C
HSC	<i>High speed cutting</i>
HSS	<i>High speed steel</i>
HV	Dureza Vickers
IS	Integridade superficial
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
K	Kelvin
kgf	Quilograma-força
kHz	Quilohertz
Ks (N/mm²)	Pressão específica de corte
K_{IC} (MPa.m^{1/2})	Tenacidade a fratura
kW	Quilowatts
LEPU	Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
m	Metro
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
Mg	Magnésio
min.	Minuto
mm	Milímetro
Mn	Manganês
MO	Microscopia ótica
MPa	Megapascal
MQL	<i>Minimum quantity lubrication</i>
MQCL	<i>Minimum quantity cooling lubrication</i>
ms	Milissegundo
N	Newton
N	Nitrogênio
n (rev.)	Rotação
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
O	Oxigênio
PCBN	<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i>
PCD	<i>Polycrystalline diamond</i>
r (mm)	Raio de ponta da fresa
Ra (µm)	Rugosidade média

rev.	Revolução
R_{KU}	Fator de achatamento – Kurtosis
rpm	Rotações por minuto
R_z (μm)	Rugosidade total
s	Segundo
Si	Silício
Ta	Tântalo
Te	Temperatura de entrada da ferramenta na peça
Ti	Titânio
TRS (MPa)	Limite de ruptura
Ts	Temperatura de saída da ferramenta na peça
UFU	Universidade Federal de Uberlândia
V	Vanádio
VB_B (mm)	Desgaste de flanco
VB_N (mm)	Desgaste de entalhe
V_c (m/min)	Velocidade de corte
V_f (m/min)	Velocidade de avanço
W	Watts
W	Tungstênio
WC	Carboneto de Tungstênio
z	Número de arestas cortantes da fresa

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo	2
1.2 Estruturação do trabalho	2
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1 Introdução	4
2.1.1 Histórico das ferramentas de corte.....	4
2.1.2 Classes de materiais de ferramentas de corte	8
2.2 Ferramenta de metal duro microgrãos – FMDMG	12
2.2.1 Ferramentas microgrãos – definições	12
2.2.2 Características e propriedades das FMDMG	16
2.2.3 Aplicações de FMDMG – processos e materiais	19
2.3 Fresamento de topo	24
2.3.1 Características e variáveis do processo.....	24
2.3.2 Fresas de topo.....	27
2.3.3 Forças e potência de usinagem no fresamento de topo.....	29
2.3.4 Temperatura de usinagem no fresamento de topo.....	34
2.4 Usinagem de Inconel® 718	38
2.4.1 Introdução – definição, classificação e aplicação	38
2.4.2 Usinabilidade do Inconel® 718	41
2.5 Planejamento de experimentos – DOE.....	58
2.5.1 Introdução a planejamento de experimentos.....	58
2.5.2 Planejamento fatorial	60
CAPÍTULO III - METODOLOGIA.....	63
3.1 Introdução	63
3.2 Caracterização do Material da Peça.....	65
3.3 Máquina-ferramenta	69
3.4 Ferramentas de corte	69
3.5 Procedimento Experimental.....	74
3.6 Parâmetros de saída	75
3.6.1 Medição da potência de usinagem.....	75

3.6.2 Medição da rugosidade superficial	78
3.6.3 Medição do desgaste das ferramentas	79
3.6.4 Medição da temperatura de corte	81
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES	85
4.1 Testes de Vida da Ferramenta / Potência / Rugosidade.....	85
4.2 Testes de Temperatura	98
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	125
CAPÍTULO VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	128

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Com o aumento da necessidade por materiais com propriedades mecânicas (resistência mecânica) e metalúrgicas (resistência à corrosão/oxidação) superiores, juntamente com a manutenção destas propriedades em altas temperaturas, várias pesquisas têm sido direcionadas para o desenvolvimento desses materiais. Sendo que as superligas à base de níquel se destacam, pois elas combinam boa resistência à fadiga e à fluência, bem como ductilidade e rigidez. Estas características singulares as tornam habilitadas a trabalhar em ambientes com temperaturas acima de 500 °C, como por exemplo em componentes da indústria aeronáutica, indústria de exploração de petróleo, indústria automobilística, dentre outras aplicações. Contudo, a usinagem destas superligas de níquel apresenta um grande desafio para a indústria metalomecânica, pois as propriedades apresentadas acima são somadas à baixa condutividade térmica, ao grande encruamento quando submetido aos esforços de usinagem e à alta afinidade química com muitos materiais de ferramentas de corte (Silva et al. 2015).

Segundo Machado et al. (2015), as superligas de níquel são endurecidas através da precipitação do Ni₃ (Al-Ti) fase gama juntamente com a solução de elementos refratários na matriz, sendo que o aumento dessa fase gama está diretamente ligada com o aumento da resistência a temperaturas mais elevadas, apresentando um limite de 55% para as ligas feitas pelo processo de metalurgia do pó e 70% para as ligas de cristal único. Alteração na superfície e na tensão residual da peça pode acarretar em distorções à peça, por isso é necessário que se tenha o conhecimento da microestrutura da liga, do comportamento da ferramenta de corte e da eficiência dos processos de corte empregados, garantindo assim, um controle dos principais parâmetros de usinagem. Assegurando assim, a vida da ferramenta e realizando a usinagem em condições satisfatórias.

Dentre todas as superligas à base níquel, o Inconel® 718 está entre as mais conhecidas. Ela possui uma microestrutura composta por uma matriz austenítica cúbica de

face centrada endurecida por precipitação, o que lhe confere alta resistência mecânica em baixa, média e alta temperatura.

Devido à estas dificuldades apresentadas anteriormente, na usinagem das superligas de níquel, em especial o Inconel® 718, inúmeras pesquisas estão sendo realizadas para que novos materiais para as ferramentas sejam desenvolvidos. Um desses materiais desenvolvidos é o metal duro microgrão, que alia inúmeras vantagens para a usinagem destes materiais, como elevada tenacidade quando comparada com o metal duro convencional.

Como o desenvolvimento do metal duro microgrão é relativamente recente, ainda é pouco conhecido o comportamento de diferentes classes deste material para os processos de usinagem, em especial, o fresamento.

1.1 Objetivo

O objetivo geral deste trabalho é estudar a influência da classe de metal duro microgrão (TMG30 e CTS18D) e dos parâmetros de corte (V_c , f_z e direções de corte), no fresamento de topo da superliga à base de níquel Inconel® 718, por meio da:

- Vida da ferramenta de corte;
- Potência de usinagem;
- Temperatura de usinagem;
- Rugosidade das superfícies usinadas e;
- Dureza e microdureza das superfícies usinadas.

Este estudo foi conduzido em processo de fresamento de topo de um bloco de Inconel® 718. As ferramentas de corte utilizadas foram metal duro microgrãos de duas classes distintas (TMG30 e CTS18D). Os parâmetros de corte variados foram a velocidade de corte (15 m/min e 75 m/min), o avanço por dente (0,016 mm/dente.volta e 0,031 mm/dente.volta), sentido de corte do fresamento (concordante e discordante) e a classe da ferramenta utilizada (TMG30 e CTS18D).

1.2 Estruturação do trabalho

Este trabalho está dividido em cinco capítulos, descritos a seguir:

- Capítulo I – Introdução – capítulo atual, onde foi introduzido de forma sucinta o tema do trabalho.
- Capítulo II – Revisão bibliográfica – capítulo que contém os conhecimentos teóricos necessários para desenvolvimento desse trabalho.

- Capítulo III – Metodologia – onde estão descritos os procedimentos adotados para realização dos experimentos, bem como os materiais, ferramentas, instrumentos e equipamentos utilizados nos testes.
- Capítulo IV – Resultados e Discussões – onde constam os resultados encontrados e as discussões sobre os mesmos.
- Capítulo V – Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros – a partir dos resultados obtidos, constarão as conclusões do trabalho e as sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução

2.1.1 Histórico das ferramentas de corte

De acordo com Trent e Wright (2000), antes de meados do século XVIII, a madeira foi o principal material utilizado em estruturas de engenharia. Para dar forma a peças deste material, os artesãos utilizavam máquinas-ferramentas rudimentares, sem grande rigidez, pois estes cortes não demandavam grandes esforços e nem grandes tolerâncias dimensionais. A furação de canhões, produção de parafusos metálicos e de pequenas partes de instrumentos eram as exceções, pois para estes processos era necessário o uso de um ferramental mais rígido, devido aos maiores esforços envolvidos no corte e tolerâncias dimensionais mais estreitas, se comparadas com as tolerâncias das estruturas de madeira. Este panorama se manteve até o surgimento do motor a vapor, com seus grandes cilindros metálicos e exatidão dimensional sem precedentes, levando aos primeiros grandes desenvolvimentos no corte de metal na década de 1760.

Os materiais que constituíam os primeiros motores a vapor não eram difíceis de usar. Ferro fundido cinzento, ferro forjado, latão e bronze eram usinados com certa facilidade, usando ferramentas de aço carbono endurecido, já que os métodos de tratamento térmico de aço para ferramentas tinham sido aperfeiçoados pelos metalúrgicos durante séculos. Ferramentas razoavelmente confiáveis estavam disponíveis, embora a falha prematura destas ferramentas podiam ser evitadas apenas com o uso de baixíssimas velocidades de corte. Para exemplificar, no início da Revolução Industrial (por volta de 1767), foram necessários quase um mês de trabalho para se furar e facear um dos grandes cilindros utilizado por Watt em suas pesquisas (TRENT; WRIGHT, 2000).

Na fase inicial do uso da máquina a vapor, nenhuma indústria de máquinas-ferramentas estava consolidada. No período compreendido entre 1760 e 1860 ocorreu a criação das primeiras empresas dedicadas à produção de máquinas-ferramentas. Maudslay, Whitworth e Eli Whitney estão entre os grandes engenheiros, que desenvolveram as tecnologias necessárias para se conseguir as diversas formas e tolerâncias exigidas pelo desenvolvimento industrial e nunca antes alcançadas (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Trent e Wright (2000), em 1860 o problema básico de como produzir as formas exigidas nos materiais existentes tinha sido resolvido. Houve pouca mudança nos materiais a serem usinados. Ferro fundido cinzento, ferro forjado e algumas ligas à base de cobre eram os materiais usinados na época e ferramentas de aço de alto carbono, endurecidas e temperadas pelos ferreiros, ainda atendiam à todas as exigências ferramentais. A qualidade e a consistência das ferramentas de aço foram continuamente melhoradas por um século de experiência e melhoria do processo de fabricação do aço. No entanto, mesmo as melhores ferramentas de aço carbono, devido aos seus limites funcionais, eram cada vez mais insuficientes para as necessidades industriais, já que limitavam a velocidade de produção, dificultando a eficiência dos processos de corte.

A partir de meados da década de 1880, a inovação na manufatura se deu com o desenvolvimento das máquinas-ferramentas básicas, possibilitando a produção de peças com maior precisão e com redução nos custos de usinagem, viabilizando o corte de novos tipos de metais e ligas. Com o desenvolvimento dos processos para obtenção de aços realizados por Bessemer e Open Hearth, estes metais rapidamente substituíram o ferro forjado como o principal material utilizado em construções, e as indústrias exigiam cada vez maiores volumes de aço (sendo que rapidamente a produção deste material ultrapassou em muito a do ferro forjado), demandando máquinas e ferramentas específicas para processar estes novos materiais (TRENT; WRIGHT, 2000).

Aços ligas se mostraram muito mais difíceis para se usinar do que o ferro forjado, sendo assim, as velocidades de corte tiveram de ser reduzidas ainda mais (3 a 5 m/min) para manter de forma razoável a vida útil da ferramenta. Próximo ao final do século XIX, tanto os custos da mão de obra e de capital de usinagem foram se tornando muito grande. Com isto, os incentivos para a redução de custos, acelerando e automatizando o processo de corte tornaram-se mais intensos. Esta busca é contínua e até os dias atuais esta é a principal força motriz por trás de desenvolvimentos tecnológicos no campo de corte dos metais.

Descobertas e a aplicações de novos materiais para as ferramentas de corte são os mais importantes avanços no último século na área da usinagem de metais. A produtividade não poderia ter aumentado significativamente, sem as altas velocidades de corte atingíveis

utilizando ferramentas de aço rápido e metal duro, ambos materiais com avanços importantes em relação à tecnologia de aço carbono tradicional (TRENT; WRIGHT, 2000).

Assim, um grande impulso nos materiais de ferramentas aconteceu na virada do século XIX, quando Taylor e White desenvolveram o primeiro aço-rápido, contendo 0,67% C, 18,91% W, 5,47% Cr, 0,11% Mn, 0,29% V e apropriado tratamento térmico. Seu surgimento revolucionou a prática de usinagem naquela época, dando um grande aumento na produtividade. As velocidades de corte puderam ser aumentadas em uma ordem de grandeza, isto é, de 3 a 5 m/min com as ferramentas de aço carbono para 30 a 35 m/min, com os aços rápidos. Exatamente por isso, estes aços levaram este nome (MACHADO et al., 2015).

Para Machado et al. (2015), outro grande impulso na área dos materiais de ferramenta de corte aconteceu com o aparecimento do metal duro. Com estes materiais, novamente, as velocidades de corte puderam ser aumentadas em praticamente uma ordem de grandeza (de 30 - 35 m/min com os aços-rápidos, para 250 - 300 m/min com os metais duros). O advento desta classe aconteceu no final da década de 20, na Alemanha, quando Schröter conseguiu produzir em laboratório o WC em pó pela primeira vez. A mistura deste pó com um ligante metálico, também em pó, principalmente o cobalto, deu origem ao metal duro.

Outros passos importantes ocorreram com o desenvolvimento de materiais para ferramentas de cerâmica e ultraduros. O uso da cerâmica se deve principalmente às suas características, como alta resistência à compressão, elevada dureza, alta estabilidade química com boa resistência ao desgaste, possibilitando o uso de elevadas velocidades de corte e conseqüentemente o aumento da produtividade. As ferramentas de materiais ultraduros são utilizadas principalmente no corte de materiais com elevada dureza (superior à 45 HRC) e de materiais resistentes à temperatura.

De acordo com Trent e Wright (2000), fabricantes de máquinas-ferramentas criaram máquinas capazes de maximizar a utilização de cada família de materiais para ferramentas de corte. Projetistas e operadores têm otimizado as formas das ferramentas para prolongar a sua vida em altas velocidades de corte, enquanto os fabricantes de lubrificantes desenvolveram novos refrigerantes e lubrificantes para melhorar o acabamento superficial e permitir aumento das taxas de remoção de metal. O controle do corte também tem avançado consideravelmente desde as máquinas operadas manualmente. Máquinas automáticas, máquinas com comando controlado numericamente (CNC) e máquinas de alta produção (transfer) garantem a eficiência das ferramentas, aumentando muito a produtividade industrial.

Cada vez mais, o processo de usinagem dos metais está integrado com os softwares e hardwares que controlam estas máquinas-ferramentas. A era da "mecatrônica" acompanha uma tendência de integração dos sistemas de produção compostos de células e módulos das máquinas, ao invés de unidades autônomas e individuais. A usinagem de hoje requer uma

maior variedade de habilidades do que há um século, como a programação de computadores e conhecimento de equipamentos eletrônicos, entre outras.

Apesar da grande evolução da usinagem, possibilitada pelo uso do metal duro como material de ferramenta, algumas limitações foram observadas no início de sua aplicação. Como na usinagem de aço, em que a ferramenta apresentava acentuada tendência à formação do desgaste de cratera, resultado da interação química entre o WC-Co (carboneto de tungstênio e cobalto) e o material da peça. Para solucionar este problema adicionou-se ao metal duro carbonetos cúbicos de TiC (carboneto de titânio), TaC (carboneto de tântalo) e/ou NbC (carboneto de nióbio), mas concomitantemente houve a diminuição da tenacidade das ferramentas (HUNT; SANTHANAM, 1990). Essa diminuição na tenacidade tornou as ferramentas mais propensas a falharem por lascamentos ou quebras prematuras. As pesquisas para melhorar a integridade da ferramenta de metal duro seguiram vários caminhos, dentre eles a possibilidade de refinar ainda mais os grãos dos constituintes do metal duro e a deposição de revestimentos superficiais na ferramenta.

De acordo com Hunt e Santhanam (1990), as primeiras ferramentas experimentais revestidas foram lâminas de pastilhas de metal duro, consistindo de uma liga a base de WC-Co com uma camada sinterizada de TiC. O desenvolvimento desta tecnologia possibilitou tanto o aumento das velocidades de corte na usinagem de metais quanto a redução do desgaste de cratera na ferramenta. No processo de torneamento, as ferramentas revestidas por TiC atingiam níveis de produtividade de duas a três vezes maior do que as ferramentas sem revestimento.

Outra frente que garante a evolução na área de usinagem é o entendimento e a compreensão dos fenômenos envolvidos no processo de formação do cavaco. A aplicação de dispositivos (por exemplo, o *quick-stop*) e equipamentos modernos na área de microscopia auxilia no processo desse entendimento, que permite a evolução incessante dos materiais de ferramentas de corte e de seus revestimentos.

Uma outra observação deve ser adicionada à nossa compreensão acerca da evolução tecnológica da usinagem, relativa ao papel de produtores de metal base. Muitas ligas novas têm sido desenvolvidas para atender às condições cada vez mais severas de esforços, temperaturas e corrosão impostas pelas necessidades do setor industrial. Alguns desses materiais metálicos, como o alumínio, o magnésio, os ferros fundidos grafitizados e o aço de livre-corte são fáceis de se usinar, mas outros, tais como os aços ligas e ligas à base de titânio e níquel, são de baixa usinabilidade, devido às suas melhores propriedades (resistência ao calor, dureza, etc.). As indústrias de máquinas-ferramentas e de ferramentas de corte tiveram que desenvolver novas estratégias para lidar com estes novos metais, possibilitando assim, seu corte cada vez mais rápido e com a qualidade requerida (TRENT; WRIGHT, 2000).

2.1.2 Classes de materiais de ferramentas de corte

De acordo com Machado et al. (2015), o processo de usinagem baseia-se na remoção de material, utilizando como ferramenta um material mais duro e mecanicamente mais resistente que a peça. Partindo-se do princípio da dureza relativa, o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribuíram para o aparecimento de novos materiais para a confecção de ferramentas mais resistentes para as operações de usinagem.

Porém, a usinagem de materiais frágeis ou em operações de cortes interrompidos (como no caso de fresamento, por exemplo) requer materiais que componham ferramentas com suficiente tenacidade para suportar os choques e impactos inerentes ao processo de usinagem (MACHADO et al., 2015).

Segundo Diniz et al. (2000), para a seleção criteriosa do material da ferramenta, uma série de fatores deve ser ponderados, dentre os quais podem ser mencionados os seguintes:

- Material a ser usinado;
- Condição da máquina operatriz;
- Forma e dimensões da ferramenta;
- Custo do material da ferramenta;
- Condições de usinagem e;
- Condições de operação.

Sendo que, para Machado et al. (2015), as principais propriedades desejáveis em um material para ferramenta de corte podem ser assim listadas:

- Alta dureza;
- Tenacidade suficiente para evitar falha por fratura;
- Alta resistência ao desgaste abrasivo;
- Alta resistência à compressão;
- Alta resistência ao cisalhamento;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas em temperaturas elevadas;
- Alta resistência ao choque térmico;
- Alta resistência ao impacto e;
- Ser inerte quimicamente.

Também de acordo com Machado et al. (2015), tais propriedades não se reúnem necessariamente em um só material, mas, dependendo da aplicação, priorizam-se algumas delas, que possam ser reunidas.

Desde as primeiras aplicações de processos de usinagem surgiram diversos materiais aplicados às ferramentas de corte. A seguir estão listados os materiais mais importantes para a fabricação destas ferramentas:

- Aços-carbono e Aços-ligados;
- Aços rápidos:
 - Aço rápido revestido e;
 - Aço rápido produzido pela metalurgia do pó.
- Ligas fundidas;
- Metal duro;
- Cermets;
- Cerâmicas:
 - Cerâmica à base de Al_2O_3 ;
 - Cerâmica à base de Si_3N_4 .
- Materiais ultraduros para ferramentas:
 - Diamantes naturais mono e policristalino;
 - Diamante sintético mono cristalino;
 - Diamante sintético policristalino (PCD, do inglês *Polycrystalline Diamond*);
 - Nitreto cúbico de boro (CBN, do inglês *Cubic Boron Nitride*) *monocristalino*;
 - Nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN, do inglês *Poly crystalline Cubic Boron Nitride*).

Esta listagem de materiais utilizados em ferramentas de corte, demonstra também a ordem cronológica do desenvolvimento dos materiais para ferramentas, sendo que os aços carbono, foram os primeiros a serem desenvolvidos e os materiais ultraduros, os que apresentam desenvolvimento mais recente. Também relaciona o crescimento da dureza dos materiais para ferramentas, sendo o aço carbono, o material mais mole e os ultraduros, os materiais mais duros. Já a tenacidade se apresenta de forma decrescente nesta listagem, sendo que o aço carbono é o material mais tenaz e as cerâmicas e os ultraduros, os materiais mais frágeis. É possível ver numericamente este aumento de dureza na Figura 2.1, onde estão mostrados os valores da dureza média dos principais materiais utilizados em ferramentas de usinagem atualmente.

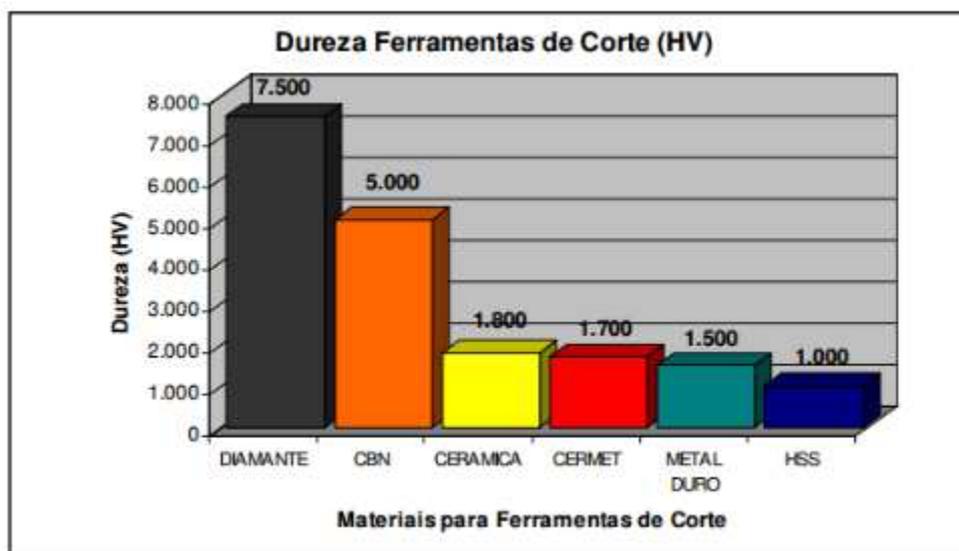


Figura 2.1 – Dureza dos materiais para ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000).

Sendo a dureza a primeira propriedade importante para uma ferramenta de corte, na Figura 2.2 é mostrada a dureza dos principais grupos de materiais em função da temperatura.

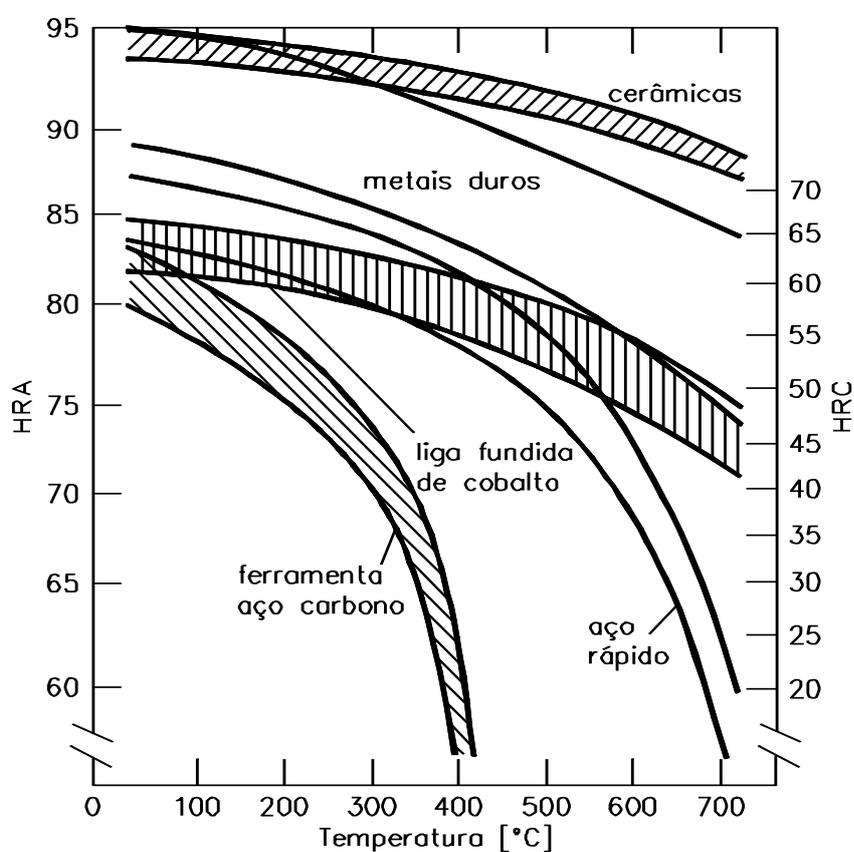


Figura 2.2 – Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte em relação à temperatura (KOMANDURI, 1997).

Nota-se que até mesmo o metal duro e as cerâmicas têm suas propriedades reduzidas com a temperatura, mas acima da apresentada pelos aços rápidos, por exemplo. Isso garante a aplicação dessas ferramentas em condições de corte bem mais severas que as que podem se submeter os aços rápidos.

A dureza da ferramenta está diretamente relacionada com a capacidade de imprimir altas velocidades aos processos, uma vez que esse parâmetro é o principal responsável pela resistência a elevada temperatura. Tal relação é ilustrada na Figura 2.3, na qual se observa a evolução das velocidades de corte ao longo dos anos em relação ao aparecimento dos diversos grupos de ferramentas de corte.

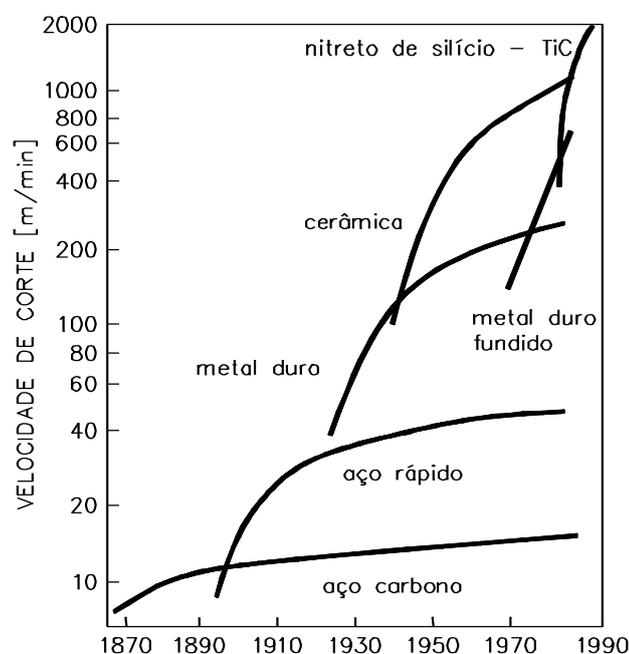


Figura 2.3 – Aumento das velocidades de corte conseguido no último século (PASTOR, 1987).

Apesar de não estarem indicados, os materiais ultraduros, surgidos na década de 1980, podem apresentar velocidades ainda superiores às indicadas no diagrama, em algumas aplicações.

De acordo com Machado et al. (2015), na Tabela 2.1 são apresentadas algumas das principais propriedades de ferramentas de corte selecionadas. Em uma seleção, é de extrema importância conhecer essas propriedades, mas deve-se conhecer, também, quando e onde essas propriedades são requeridas.

Tabela 2.1 – Dados quantitativos das principais propriedades das ferramentas de corte (ABRÃO, 1995).

Propriedades do material da ferramenta	Aço rápido (M2)	Carboneto de tungstênio (M20)	Alumina branca	Alumina mista	Alumina reforçada com whisker	Cerâmica à base de nitreto de silício	PCBN	Diamante natural	PCD
Composição básica*	0,85%pC 4%pCr 5%pMo 6,5%pW 2%pV	80,5%pWC 10%pCo 9,5%pOutros	90-95% Al ₂ O ₃ 5-10% ZrO ₂	Al ₂ O ₃ 30% TiC 5-10% ZrO ₂	75% Al ₂ O ₃ 25% SiC	77% Si ₃ N ₄ 13% Al ₂ O ₃ 10% Y ₂ O ₃	98%CBN 2%AIB ₂ / AlN		PCD 2-8% Co
Densidade (g/cm³)	7,85	14,5	3,8-4,0	4,3	3,7	3,2	3,1	3,5	3,4
Dureza à TA (HV)	850	1600	1700	1900	2000	1600	4000	10000	8000-10000
Dureza à 1000°C (HV)	n.a.	≈400	650	800	900	900	≈1800	n.a.	n.a.
Resistência à fratura (MPa·m^{1/2})	17	13	1,9	2	8	6	10	3,4	7,9
Condutividade térmica (W/m °C)	37	85	8-10	12-18	32	23	100	900	560
Módulo de Young (kN/mm²)	250	580	380	420	390	300	680	964	841
Coefficiente de expansão térmica (x10⁻⁶/K)	12	5,5	8,5	8	6,4	3,2	4,9	1,5-4,8	3,8
Custo aproximado por barra** (US\$)	72,54 (barra 25x25x200 mm)	0,61	0,83	1,08	4,5	2,25	72-108	225-252	54-90

*por volume a menos que indicado.

**custo referente à ISO SNGN 120416

Na seleção do material de ferramenta de corte para uma aplicação específica, o grande número de ferramentas existentes no mercado dificulta a decisão e torna a tarefa relativamente complexa. Todas as propriedades requeridas, listadas anteriormente, devem ser consideradas, mas o engenheiro deve ter conhecimento suficiente para destacar as mais importantes, em função da aplicação a que se destina o material (MACHADO et al., 2015).

A frase a seguir, demonstra a dificuldade de se conseguir um material ideal para a ferramenta de usinagem (MACHADO et al., 2015): “O material de ferramenta ideal deveria ter a dureza do diamante natural, a tenacidade do aço rápido e a inércia química da alumina, porém, tal material ainda não existe”.

2.2 Ferramenta de metal duro microgrãos – FMDMG

2.2.1 Ferramentas microgrãos – definições

Conforme mostrado na Figura 2.4, no ano de 2001, as ferramentas de metal duro detinham cerca de 45% do mercado de ferramentas de corte. Atualmente, sabe-se que esta parcela é ainda maior, variando de 50 a 60% do mercado, mantendo a posição de principal material para ferramenta de corte.

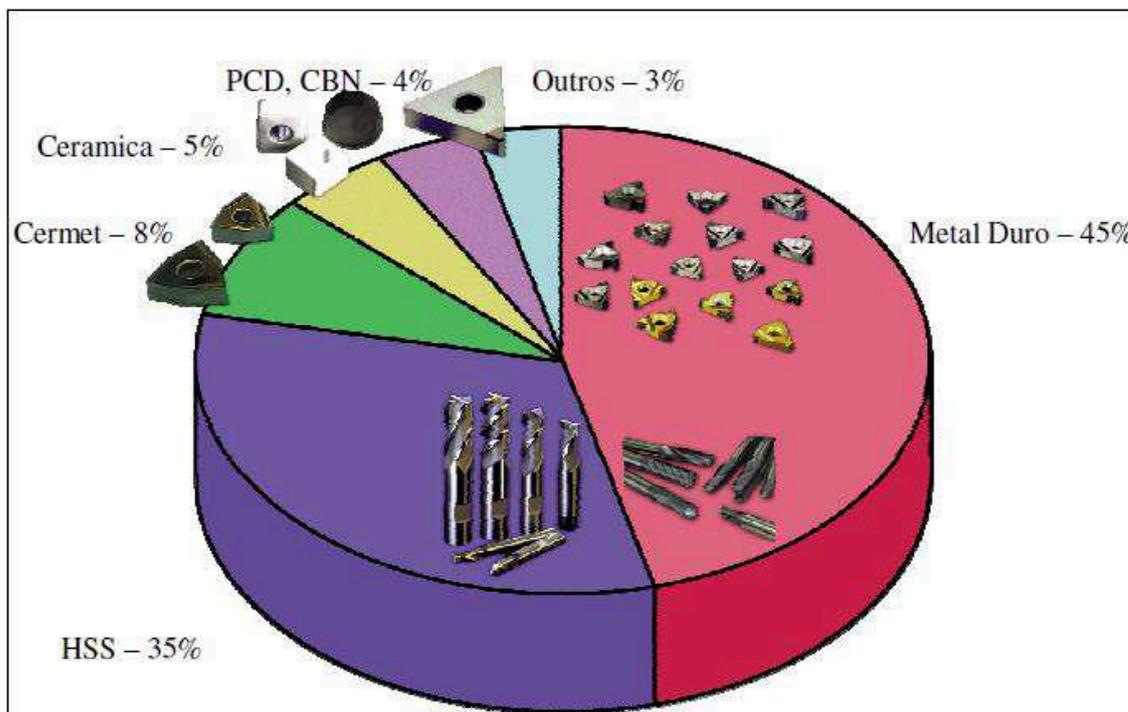


Figura 2.4 – Materiais empregados para ferramentas de corte (ISCAR LTD, 2001).

De acordo com Teles (2007), o metal duro é um material para ferramenta de corte, obtido pela técnica da metalurgia do pó, onde são aglomeradas partículas duras de carbonetos de materiais refratários em pó como tungstênio, titânio, tântalo e nióbio. Embora os vários grãos de carbeto sejam solúveis um no outro e possam formar um carbeto por eles mesmos, as ferramentas de corte precisam de um metal ligante para fortalecer o material que segura os grãos juntos no corte e evitar a fratura, sendo que tradicionalmente esse elemento é o cobalto.

O uso do metal duro como material de ferramentas para operações de usinagem aumentou consideravelmente durante os últimos 40 anos por causa das suas melhores características mecânicas e químicas em comparação com os aços ferramenta tradicionalmente utilizados (FAGA et al., 2010).

De acordo com Koelsch (2000), o crescimento no uso do metal duro em ferramentas de corte, ocorreu de forma crescente nas últimas décadas, devido a evolução das classes que podem suportar o calor e a abrasão do corte em elevadas temperaturas, propiciando assim,

a usinagem de materiais de difícil usinagem. As ferramentas de corte tornaram-se mais robustas e precisas. Isto foi conseguido principalmente através de quatro avanços tecnológicos: diminuição do tamanho de grão, melhores ligantes, gradientes de concentração de cobalto e a grande evolução dos tipos de revestimento. Estes avanços melhoraram a resistência ao desgaste, a tenacidade e a dureza a quente.

Os metais duros são fabricados em várias classes, que foram desenvolvidas para cobrir a ampla faixa de necessidade operacional existente e são regulamentadas pela norma ISO (TELES, 2007).

Na norma ISO 513 (2004), as ferramentas de corte, incluindo os metais duros, são classificados em 6 grupos, designados pelas letras P, M, K, N, S e H, sendo que à cada uma dessas classes é atribuída uma cor. A cor azul é atribuída à classe P, a cor amarela é atribuída à classe M, a cor vermelha é atribuída à classe K, a cor verde é atribuída à classe N, a cor laranja é atribuída à classe S e a cor cinza é atribuída à classe H.

Para Teles (2007), dentro de cada grupo de metal duro, ainda há uma classificação usando números, que variam de 1 a 50, sendo que quanto maior o número mais tenaz e menos dura é a ferramenta e vice-versa.

Na Tabela 2.2 são apresentadas as classes de metal duro com suas principais aplicações.

A combinação das propriedades (qualidade e tamanho de grão) dos carbonetos e a proporção de ligante estabelecem as condições finais da pastilha de metal duro, definindo sua característica e aplicabilidade. Essas propriedades são trabalhadas durante o processo de produção da pastilha e devem ser variadas para que se possa obter o balanço desejado entre dureza e tenacidade.

Tabela 2.2 – Classificação dos metais duros segundo a norma ISO 513 (2004) (MACHADO et al., 2015).

Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Grupo de aplicação	
P	Azul	Aço Todos os tipos de aço e aço fundido, com exceção de aço inoxidável com uma estrutura austenítica	P01 P05 P10 P15 P20 P25 P30 P35 P40 P45 P50	A ↑ B ↓
M	Amarelo	Aço inoxidável Aço inoxidável austeníticos, ferríticos e aço fundido	M01 M05 M10 M15 M20 M25 M30 M35 M40	A ↑ B ↓
K	Vermelho	Ferro fundido Ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafite esferoidal e ferro fundido maleável	K01 K05 K10 K15 K20 K25 K30 K35 K40	A ↑ B ↓
N	Verde	Materiais não ferrosos Alumínio e outros materiais não ferrosos, materiais não metálicos	N01 N05 N10 N15 N20 N25 N30	A ↑ B ↓
S	Marrom	Super ligas e titânio Ligas especiais resistentes a altas temperaturas, baseadas em ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio	S01 S05 S10 S15 S20 S25 S30	A ↑ B ↓
H	cinza	Materiais com alta dureza Aço temperado, material de aço fundido temperado, aço fundido em coquilha	H01 H05 H10 H15 H20 H25 H30	A ↑ B ↓
<p>A = Aumentar a velocidade de corte, aumentando a resistência ao desgastado material cortante. B = Aumentar o avanço, aumentando a tenacidade do material cortante.</p>				

Segundo Koelsch (2000), historicamente o tamanho das partículas tem variado entre 1 e 10 μm , mas os fabricantes estão encolhendo ainda mais esta dimensão até abaixo do microgrão, onde as partículas possuem tamanho menores de 1 μm . A redução do tamanho do grão torna o metal duro mais denso, melhorando a tenacidade à fratura. Sendo assim, estes materiais apresentam maior resistência da aresta de corte.

Para Gille et al. (2002), os metais duros podem ser classificados, a partir do tamanho de grão, da seguinte maneira:

- Grão ultrafino (*ultrafine grain*) – tamanho de grão de carboneto de tungstênio entre 0,2 e 0,5 μm ;
- Microgrão (*submicron grain*) – tamanho de grão de carboneto de tungstênio entre 0,5 e 0,8 μm e;
- Grão fino (*fine grain*) – tamanho de grão de carboneto de tungstênio entre 0,8 e 1,3 μm .

2.2.2 Características e propriedades das FMDMG

Para Gille et al. (2002), a superioridade das ferramentas microgrãos está baseada principalmente no fato de se conseguir uma elevada dureza, aliada à uma alta tenacidade.

A redução no tamanho do grão do carboneto de tungstênio (WC) abaixo de 1 μm possibilita um incremento na microdureza, na resistência ao desgaste abrasivo e na resistência à compressão e ao cisalhamento. Ferramentas de usinagem com menor tamanho de grão também proporcionam melhoria na tenacidade com a mesma quantidade de aglomerante (UPADHYAYA, 1998). Estes incrementos obtidos nas propriedades mecânicas, através da redução no tamanho médio do grão do carboneto de tungstênio, proporciona um aumento de produtividade das ferramentas de corte.

Na Figura 2.5, pode-se verificar quantitativamente o aumento na dureza com a diminuição do tamanho médio do grão do carboneto de tungstênio, considerando um mesmo percentual de cobalto. Obviamente, quanto maior o teor de cobalto, menor a quantidade de carboneto e, conseqüentemente, menor a dureza. A redução do tamanho de grão do carboneto, produz uma ferramenta mais densa e com dureza média maior.

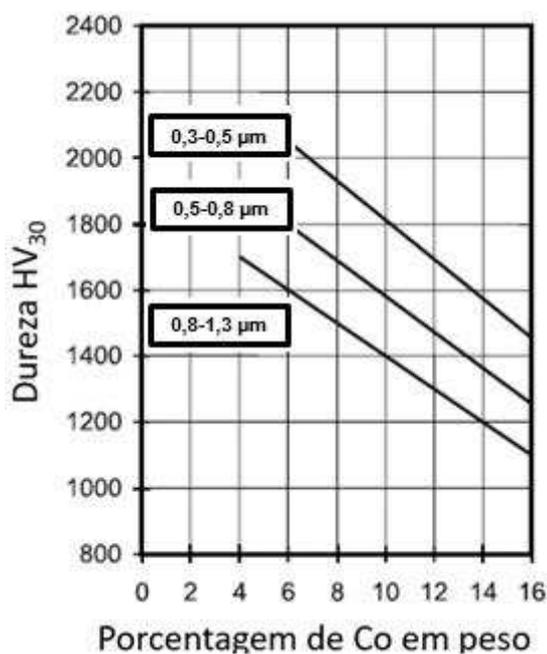


Figura 2.5 – Variação da dureza com o teor de cobalto (ligante) e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).

Na Figura 2.6, observa-se o aumento no valor da tenacidade com a diminuição do tamanho médio do grão do carboneto de tungstênio, considerando um mesmo percentual de cobalto.

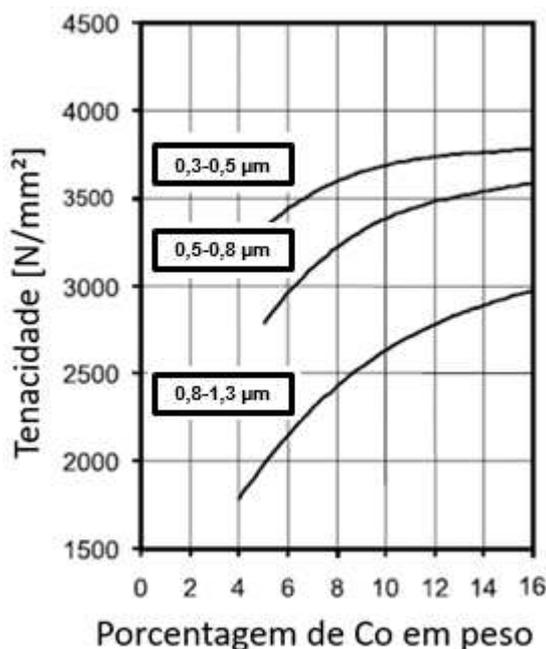


Figura 2.6 – Variação da tenacidade com o teor de cobalto (ligante) e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).

Na Figura 2.7 é apresentada o aumento no valor da dureza a quente com a diminuição do tamanho médio do grão do carboneto de tungstênio, considerando uma mesma temperatura.

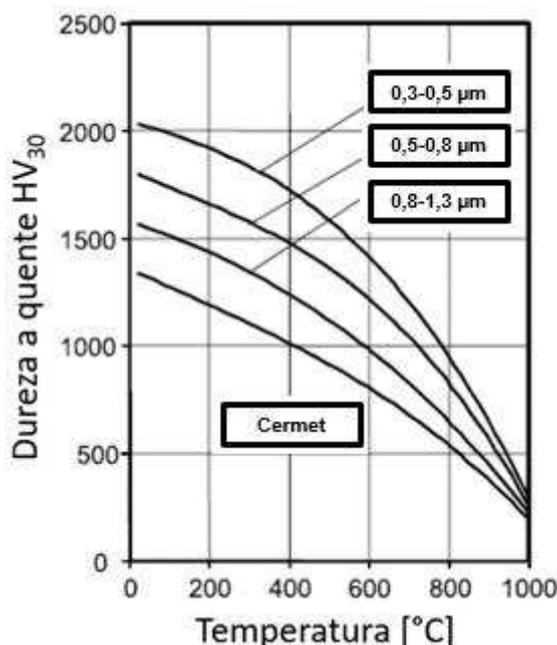


Figura 2.7 – Variação da dureza a quente com a temperatura e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).

As três últimas figuras evidenciam o benefício do refino de grão dos carbonetos que compõem as ferramentas de metal duro, nas suas principais propriedades: dureza e tenacidade. Porém, a diminuição do tamanho do grão não traz apenas vantagens para as ferramentas de corte, pois com esta diminuição do tamanho médio do grão do carboneto de tungstênio, a condutividade térmica da ferramenta também diminui, como pode-se verificar na Figura 2.8.

A diminuição no valor da condutividade térmica dificulta que o calor gerado durante o corte seja dissipado, aumentando a temperatura na zona de corte, podendo causar inúmeros inconvenientes, como por exemplo, o desgaste prematuro da ferramenta, dependendo da velocidade de corte empregada.

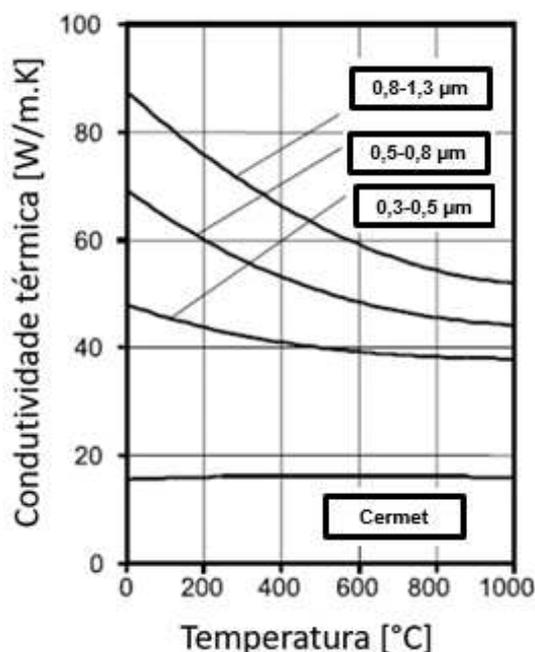


Figura 2.8 – Variação da condutividade térmica com a temperatura e com o tamanho do grão do carboneto de tungstênio (adaptado de GILLE et al., 2002).

2.2.3 Aplicações de FMDMG – processos e materiais

De acordo com Gille et al. (2002), no ano 2000, entre 11500 e 12500 toneladas de metal duro microgrão (0,5 e 0,8 μm) e grãos ultrafinos (0,2 e 0,5 μm) foram produzidos no mundo, excluindo a produção da China. Este valor equivale a cerca 40% da produção total de metal duro naquele ano. Na Figura 2.9 é mostrada a distribuição de aplicações das ferramentas microgrãos e grãos ultrafinos.

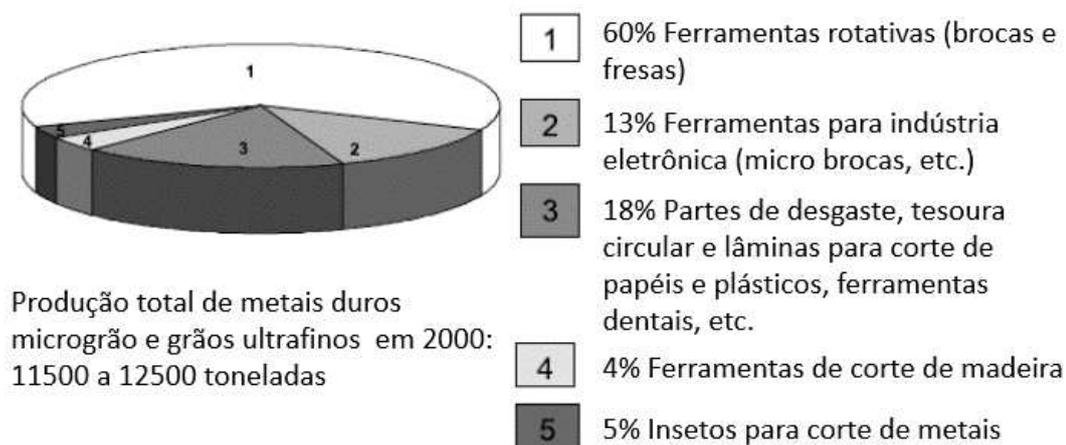


Figura 2.9 – Metal duro microgrão e ultrafino subdividido por suas aplicações no ano 2000 (adaptado de GILLE et al., 2002).

Deste total, cerca de 60% da produção de metal duro microgrão (entre 7000 e 7500 toneladas), foram utilizados para a produção de ferramentas de revolução. Em particular, o uso de brocas e fresas de metal duro microgrão são segmentos em rápido crescimento na indústria de ferramentas de metal duro, substituindo cada vez mais as ferramentas de aço rápido (GILLE et al., 2002). Quase a totalidade destas ferramentas são compostas por grãos de carboneto de tungstênio com tamanho médio entre 0,5 e 0,8 μm .

Os metais duros microgrãos têm sido o segmento de mais rápido crescimento na indústria do metal duro durante as últimas décadas, devido à sua alta resistência, dureza e uniformidade microestrutural, aliada à uma tenacidade moderada. Na usinagem, os metais duros microgrãos são amplamente utilizados na fabricação de ferramentas de revolução (brocas, machos e fresas). Recentemente também foram desenvolvidos insertos de metal duro revestido e não revestido com geometrias complexas para outros processos de usinagem (ORTNER et al., 2014). Na Figura 2.10 são mostradas algumas ferramentas de corte fabricadas com metal duro microgrão.



Figura 2.10 – Ferramentas de corte fabricadas com metal duro microgrão com e sem revestimento (ORTNER et al., 2014).

No ano de 2002, as pastilhas de metal duro para o corte de metais compreendiam apenas uma pequena porcentagem do consumo total de metal duro microgrão, sendo que, as pastilhas constituídas de grãos finos (0,8-1,3 μm) apareciam como as principais ferramentas

da indústria de usinagem. Além do alto preço envolvido no processo de obtenção dos microgrãos, dificuldades técnicas na prensagem e sinterização ao vácuo sem defeito, impediam que as pastilhas de metal duro microgrãos tivessem uma penetração maior no mercado de insertos. Mas com a superação destes inconvenientes, com as tendências para a usinagem à seco e com o uso de alta velocidade de corte (HSC), além de mudanças drásticas nos materiais a serem usinados, o uso de insertos de metal duro microgrãos tiveram um crescimento rápido (GILLE et al., 2002).

Na Figura 2.11 é mostrado que a vida de insertos de metal duro microgrãos sem revestimento (THM-U) apresentou-se mais do que o dobro da vida de insertos de metal duro com granulometria convencional e com revestimento (HC-K05-M) no fresamento de acabamento de blocos de motor (GC 26 Cr) para as mesmas condições de corte (mostradas na Figura 2.11).

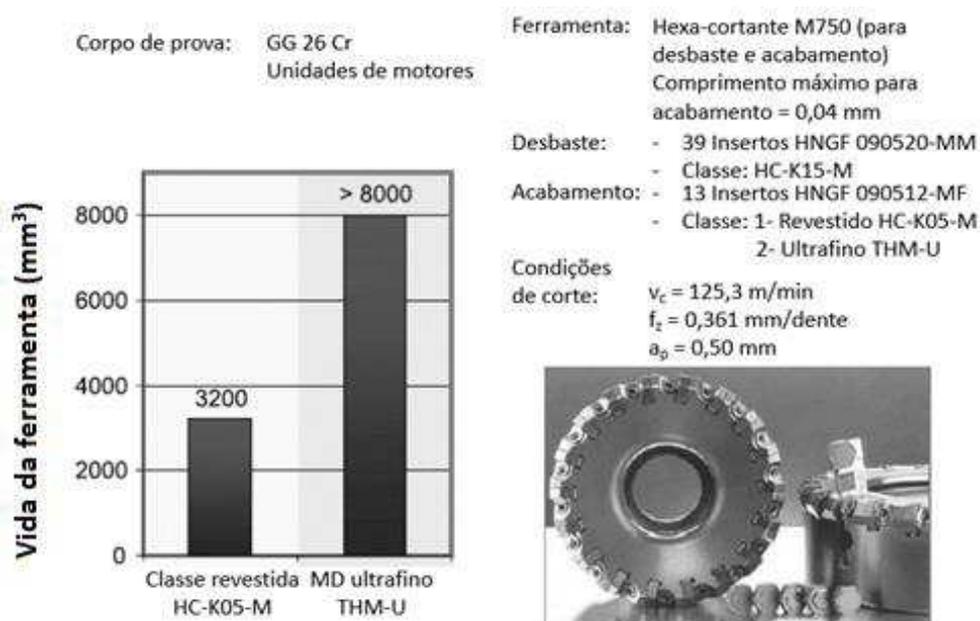


Figura 2.11 – Aumento da vida útil de insertos microgrãos não revestidas (THM-U) em comparação com inserto com granulometria convencional e revestido (HC-K05-M) no fresamento de blocos de motor (GG 26 Cr) (adaptado de GILLE et al., 2002).

Segundo Gille et al. (2002), para se conseguir reduzir o peso e aumentar a potência específica dos carros, ligas mais leves estão sendo aplicadas em motores e engrenagens. Em particular, as ligas de AlSiMg substituem o ferro fundido como materiais padrão para blocos de motor, sendo que a cada dia o uso destas ligas de alumínio aumenta em relação ao uso de ferros fundidos. Por isso, o desenvolvimento e produção de ferramentas de corte capazes de usinar ligas leves possui uma crescente importância. As ferramentas de metal duro

microgrãos possuem grande potencial para satisfazer os requisitos necessários para este mercado de ferramentas em rápido crescimento. Os problemas devido às elevadas temperaturas durante os processos de torneamento, fresamento e furação de ligas de alumínio e de magnésio, podem ser minimizados com o uso de ferramentas de metal duro microgrãos, que possuem propriedades vantajosas para este tipo de usinagem. Para temperaturas de corte inferiores a cerca de 800 °C, a elevada dureza, elevada resistência ao desgaste abrasivo e estabilidade térmica são mantidas em ferramentas de metal duro microgrãos, resultando em vidas mais elevadas e permitindo o uso de maiores velocidades de corte e avanços superiores, quando comparado com as ferramentas de metal duro convencionais. Além disso, a qualidade das superfícies (rugosidade) pode ser melhorada utilizando ferramentas de metal duro microgrãos.

Para demonstrar o excelente desempenho de metal duro microgrãos e ultrafinos, na Figura 2.12 e na Figura 2.13 são mostrados os resultados da operação de fresamento em caixas de câmbio e válvulas de ligas de AlSiCu e de AlSiMg.

Na Figura 2.12 uma operação de fresamento em duas etapas (desbaste com inserto de metal duro convencional K10 e acabamento com um inserto de PCD) é comparada com uma operação de desbaste/acabamento de um passo, usando um inserto de metal duro ultrafinos (THM-U) para ambas as operações. Utilizando insertos THM-U o número de caixas de engrenagens (GK-AlSi18Cu3) usinadas foi aumentado de 400 para 1200 por ferramenta e o tempo de corte por peça foi reduzido de 4 para 2,7 min.

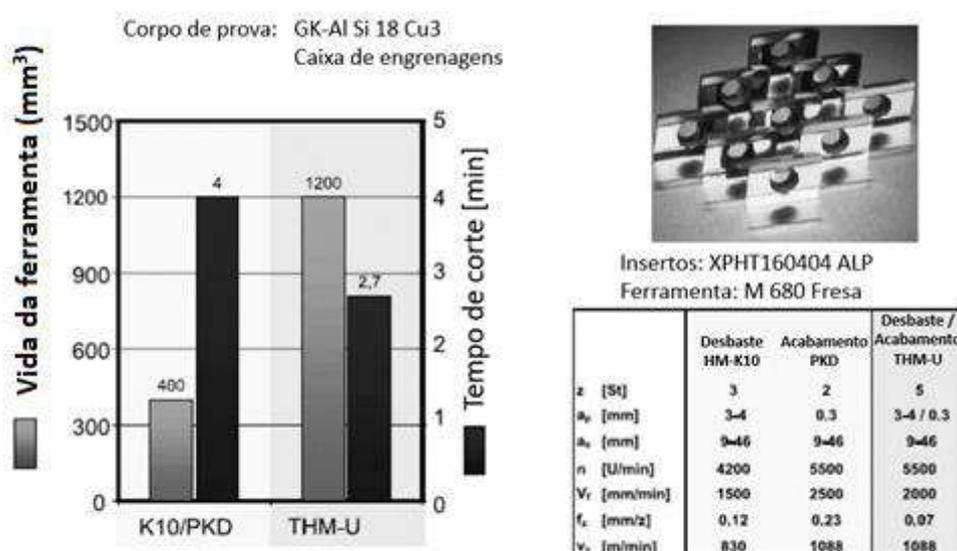


Figura 2.12 – Aumento da vida útil da ferramenta e redução do tempo de corte com o uso de pastilhas de metal duro ultrafinos (THM-U) no fresamento de caixas de câmbio de GK-AlSi 18 Cu3 (adaptado de GILLE et al., 2002).

Na Figura 2.13 a vida útil para usinagem de válvulas AISi10Mg(Cu) são mostrados para insertos de metal duro ultrafinos (THM-U), para insertos de metal duro microgrão (THM-F) e para uma ferramenta de metal duro convencional. É possível retirar destes resultados que o uso de ferramentas de metal duro microgrão aumentou em quase 70% a vida da ferramenta quando comparada com a ferramenta de metal duro convencional.

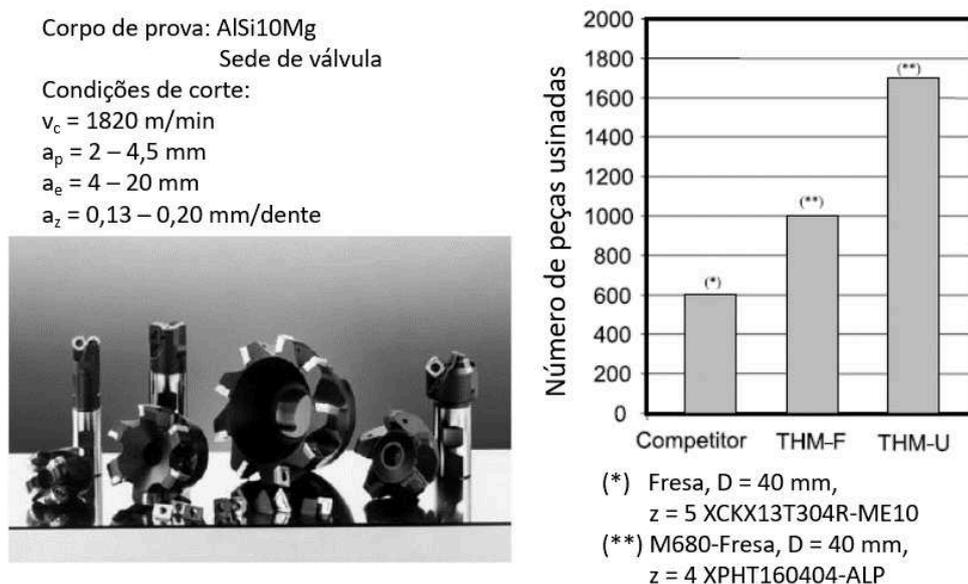


Figura 2.13 – Aumento da produtividade no fresamento de válvulas de AISi10Mg(Cu) utilizando insertos de metal duro microgrãos e ultrafinos (adaptado de GILLE et al., 2002).

O inserto para torneamento, com geometria 4E mostrado na Figura 2.14, foi desenvolvido para usinagem de componentes aeroespaciais, fabricados a partir de ligas com alto teor de níquel, alto teor de cobalto e titânio. É composto por um tipo inovador de metal duro (SP0819), com melhor resistência ao calor e ao desgaste, combinando o substrato de microgrãos de carboneto de tungstênio com o nano-revestimento de TiAlN, aplicado pela técnica PVD. Possui ainda um quebra-cavaco reforçado que melhora o acabamento da superfície usinada e a precisão dimensional (METAL POWDER REPORT, 2009).



Figura 2.14 – Torneamento utilizando altas velocidades com inserto de geometria 4E (METAL POWDER REPORT, 2009).

2.3 Fresamento de topo

2.3.1 Características e variáveis do processo

De acordo com Diniz et al. (2000), o fresamento é a operação de usinagem que possui as seguintes características:

- A ferramenta, chamada fresa, é provida de arestas cortantes dispostas simetricamente em torno de um eixo;
- O movimento de corte é proporcionado pela rotação da fresa ao redor do seu eixo e;
- O movimento de avanço é geralmente realizado pela mesa da máquina onde a peça a ser usinada está fixada, obrigando assim que a peça passe sob a ferramenta em rotação, resultando na forma e na dimensão desejada.

Segundo ASM (1989), as principais diferenças entre o fresamento e outros processos de usinagem são:

- No fresamento, o corte é interrompido;
- No fresamento, os cavacos são relativamente pequenos, quando comparados com outros processos e;
- No fresamento, a espessura do cavaco é variável.

De acordo com Diniz et al. (2000), a partir da disposição dos dentes ativos da fresa, classifica-se a operação da seguinte maneira:

- Fresamento tangencial – operação na qual os dentes ativos estão na superfície cilíndrica da ferramenta – o eixo da fresa é paralelo à superfície que está sendo gerada. As fresas são chamadas de cilíndricas ou tangenciais. É possível observar este tipo de fresa na Figura 2.15.

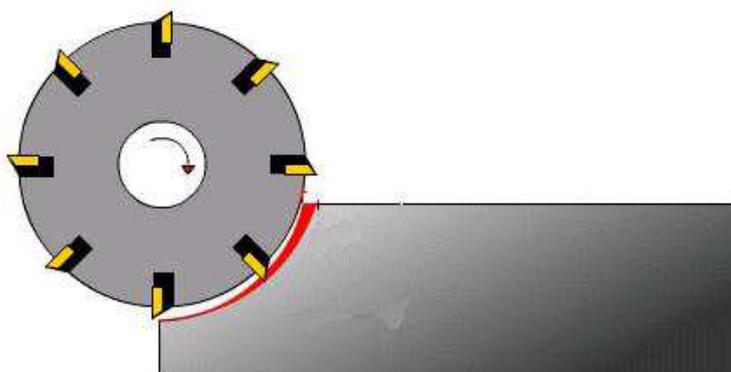


Figura 2.15 – Fresas cilíndricas ou tangenciais (adaptado de METALICA, 2018).

- Fresamento frontal ou de topo – operação na qual os dentes ativos estão na superfície frontal da ferramenta – o eixo da fresa é perpendicular à superfície que está sendo gerada. As fresas são chamadas de frontais ou de topo. É possível observar este tipo de fresa na Figura 2.16.

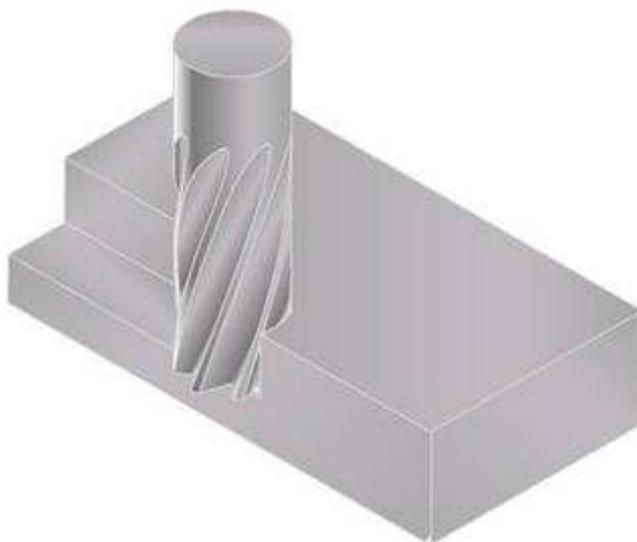


Figura 2.16 – Fresa frontal ou de topo (adaptado de SUAREZ, 2008).

Para Stemmer (1995), as grandezas determinantes no processo de fresamento, que influenciam no resultado das superfícies geradas são:

- Profundidade de corte (a_p) – dada em mm;
- Penetração de trabalho ou largura de corte (a_e) – dada em mm;
- Avanço por gume ou avanço por dente (f_z) – dada em mm/gume;
- Velocidade de avanço (v_f) – dada em mm/min;
- Velocidade de corte (v_c) – dada em m/min;
- Diâmetro da fresa (d) – dada em mm e;
- Número de arestas cortantes da fresa (z).

Sendo que a profundidade de corte (a_p) é a distância medida perpendicularmente ao plano de trabalho, correspondendo à distância que a ferramenta penetra na superfície do material. Já o incremento lateral ou largura de corte (a_e) é a distância lateral que a ferramenta penetra na peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção do avanço. O avanço por gume ou avanço por dente (f_z) é a distância medida na direção do avanço (f), correspondendo a distância linear percorrida pela ferramenta enquanto um gume/dente está em processo de corte. O valor de f_z pode ser calculado conforme a Eq. (2.1), mostrada a seguir:

$$f_z = \frac{f}{z} \quad (2.1)$$

Onde:

- Avanço (f) – dado em mm.

A velocidade de corte (v_c) indica a velocidade tangencial instantânea da ferramenta, resultante de sua rotação. É calculada a partir da Eq. (2.2), mostrada a seguir:

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad (2.2)$$

Onde:

- Rotação da fresa (n) – dada em rpm.

A velocidade de avanço (v_f) define o avanço da ferramenta em relação à peça em unidade de distância por tempo em função do avanço por gume/dente (f_z) e o número de gumes/dentes da fresa e é calculada a partir da Eq. (2.3):

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z \quad (2.3)$$

2.3.2 Fresas de topo

Como mostrado no item 2.3.1, as fresas são ferramentas rotativas utilizadas na operação de fresamento, sendo constituídas por uma série de dentes (gumes), geralmente dispostos simetricamente em torno de um eixo. Sendo os dentes responsáveis pela remoção de material da peça bruta de modo intermitente, conferindo a ela a forma e as dimensões desejadas.

Na fresa de topo, o eixo da ferramenta é perpendicular à superfície que está sendo gerada. Estas fresas podem apresentar-se como fresas com insertos intercambiáveis ou fresas integrais. A seguir as características de cada uma delas serão apresentadas.

2.3.2.1 Fresas com insertos intercambiáveis

Na Figura 2.17 é mostrado um exemplo de uma fresa de topo com insertos intercambiáveis. Neste tipo de fresa, as arestas cortantes são insertos, geralmente de metal duro, fixados na ponta do suporte. Sendo que, quando desgastados ou avariados, os insertos, podem ser substituídos por outros ou apenas utilizar outra aresta cortante. Tornando assim, o processo de substituição da aresta desgastada ou avariada mais rápido, se comparado com as fresas integrais, onde é necessário realizar a afiação destas arestas.

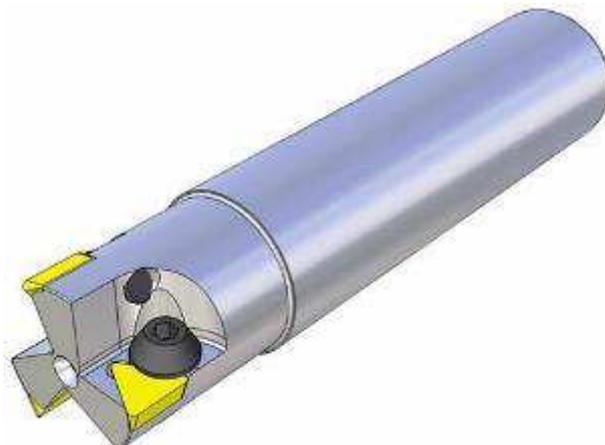


Figura 2.17 – Fresa de topo com insertos intercambiáveis (BLASFERWIDIA, 2018).

O grande inconveniente no uso deste tipo de fresa é a limitação no diâmetro mínimo da ferramenta, normalmente de 10 mm, devido a necessidade do uso de um sistema de fixação na ponta da mesma.

2.3.2.2 Fresas integrais

Na Figura 2.18 pode-se observar um exemplo de uma fresa de topo integral. Estas fresas são fabricadas a partir de um bastão de metal duro, e suas arestas de corte e canais usinados posteriormente. Como mencionado no item 2.3.2.1, quando as arestas de corte são desgastadas ou avariadas se faz necessário a reafiação da fresa, aumentando assim o tempo inativo, sendo esta a grande desvantagem deste tipo de fresa. Obviamente este problema pode ser minimizado ou eliminado, caso a empresa que a utiliza possua um setor específico de afiação em massa, mantendo um bom número de peças de reposição, na operação.



Figura 2.18 – Fresa de topo integral (FERRAMENTAS GERAIS, 2018).

A grande vantagem deste tipo de fresa é que como ela é produzida a partir de um bastão de metal duro, ela não possui uma limitação de seu diâmetro mínimo, podendo até mesmo atingir diâmetros micrométricos, como das fresas utilizadas em microusinagem. Na Figura 2.19 podemos ver um exemplo de micro fresa, sendo comparada ao diâmetro de uma moeda.



Figura 2.19 – Microfresa comparada ao diâmetro de uma moeda (CÓDIGO G, 2018).

2.3.3 Forças e potência de usinagem no fresamento de topo

Para Ribeiro (2006), o estudo das forças de usinagem permite otimizar parâmetros de corte e assim assegurar menor gasto de energia, melhor acabamento e maior vida da ferramenta. Além disso, as forças de usinagem são determinantes para a qualidade geométrica e dimensional da superfície usinada, uma vez que suas componentes podem induzir deflexões em ferramentas mais esbeltas. Como no fresamento a área da seção transversal do cavaco varia periodicamente, as forças resultantes, observadas na movimentação que ocorre entre peça e ferramenta também variam, podendo gerar vibrações excessivas.

Também de acordo com Ribeiro (2006), os seguintes fatores afetam, em maior ou menor grau, as componentes das forças de usinagem na operação de fresamento:

- O material a ser usinado e seu estado de dureza;
- A velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte;
- O material da ferramenta, o material de recobrimento, a geometria da ferramenta escolhida;
- O uso ou não de fluido de corte;
- O desgaste da ferramenta e;
- Os efeitos térmicos, o atrito e as tensões geradas na remoção do cavaco.

Dessa forma, pode-se afirmar que o monitoramento destas forças é útil para prever ou acompanhar o desempenho global do processo.

A obtenção das forças presentes nos processos de usinagem possui também grande importância, pelo fato de determinarem a potência necessária para o corte, sendo utilizadas no projeto de máquinas-ferramentas e também servirem como um indicativo da usinabilidade dos materiais, pois quanto maior a força empregada, mais difícil tende a ser a usinagem do material. Esta medição normalmente ocorre por meio do emprego de dinamômetros extensométricos ou piezelétricos (MACHADO et al., 2015).

Segundo Diniz et al. (2000), a norma DIN 6584 (1982) descreve os termos técnicos de usinagem como força, energia, trabalho e potência. A decomposição da Força de usinagem (F_u) mostradas na Figura 2.20, está de acordo com a esta norma, onde F_u pode ser decomposta em:

- Força ativa (F_t) – componente que está no plano de trabalho e;
- Força passiva ou de profundidade (F_p) – componente perpendicular ao plano de trabalho.

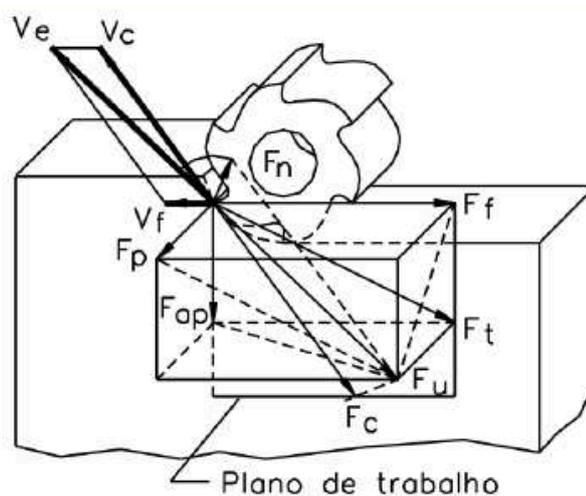


Figura 2.20 – Força de usinagem e seus componentes para os processos de fresamento (MACHADO; SILVA, 2004).

A Força ativa (F_t) por sua vez pode ser decomposta em:

- Força de corte (F_c) – projeção de F_u sobre a direção de corte;
- Força de avanço (F_f) – projeção de F_u sobre a direção de avanço;
- Força de apoio (F_{ap}) – projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho e;
- Força efetiva de corte (F_e) – projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte.

De acordo com Barbosa (2014), atualmente, muitos resultados têm convergido para uma queda na força de corte com o aumento da velocidade de corte. Em seu trabalho ele mediu a força de avanço máxima no fresamento frontal da liga de alumínio-silício (A356) variando a velocidade de corte, avanço por dente e porcentagem de emulsão do fluido-refrigerante. Os resultados para a força de avanço máximas, medidos nos ensaios, podem ser verificados na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Resultado da força de avanço em N, variando a velocidade de corte, avanço por dente e porcentagem de emulsão do fluido-refrigerante no fresamento frontal da liga de alumínio A356 (adaptado de BARBOSA, 2014).

	Fluido 5%								
	fz 0,08 mm/rot			fz 0,12 mm/rot			fz 0,16 mm/rot		
Vc 500 m/min	88,19	97,46	93,87	81,65	79,42	69,85	86,31	77,52	73,94
Vc 600 m/min	78,96	80,29	79,21	67,37	67,13	69,19	66,46	66,5	56,89
	Fluido 10%								
	fz 0,08 mm/rot			fz 0,12 mm/rot			fz 0,16 mm/rot		
Vc 500 m/min	106,4	109,7	97,66	85,6	89,42	92,01	87,13	79,5	87,13
Vc 600 m/min	70,95	63,02	66,65	66,38	61,8	58,59	59,51	67,9	54,47

Na Figura 2.21 é mostrado graficamente os dados contidos na Tabela 2.3, sendo possível observar a diminuição da força de avanço com o aumento da velocidade de corte.

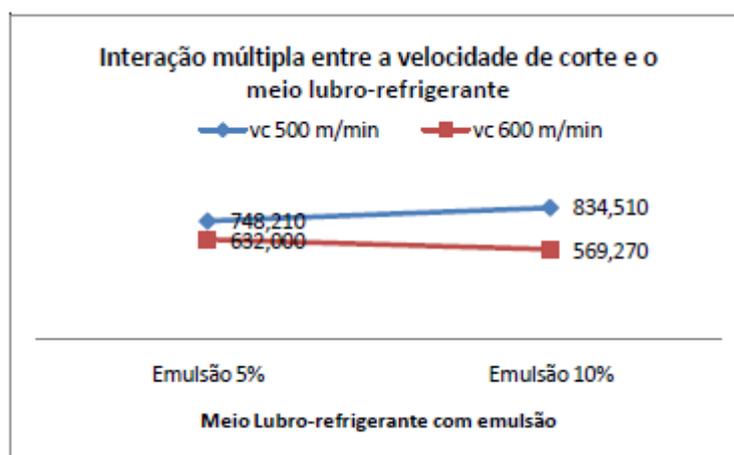


Figura 2.21 – Efeito da correlação entre a velocidade de corte e o meio lubro-refrigerante na força de avanço no fresamento frontal da liga de alumínio A356 (BARBOSA, 2014).

Segundo Toh (2006), a principal razão deste acontecimento é o aumento da temperatura na região de corte, o que ocasiona a redução do limite de escoamento do

material, além da diminuição da espessura do cavaco e redução do comprimento de contato entre a ferramenta e o cavaco.

Em seu trabalho Tsai et al. (2015) mediram as forças de corte nas direções X, Y e Z durante o fresamento de topo de alumínio 6060-T6. Entre a Figura 2.22 e a Figura 2.24 é mostrado o aumento destas forças de corte com o aumento no valor do avanço.

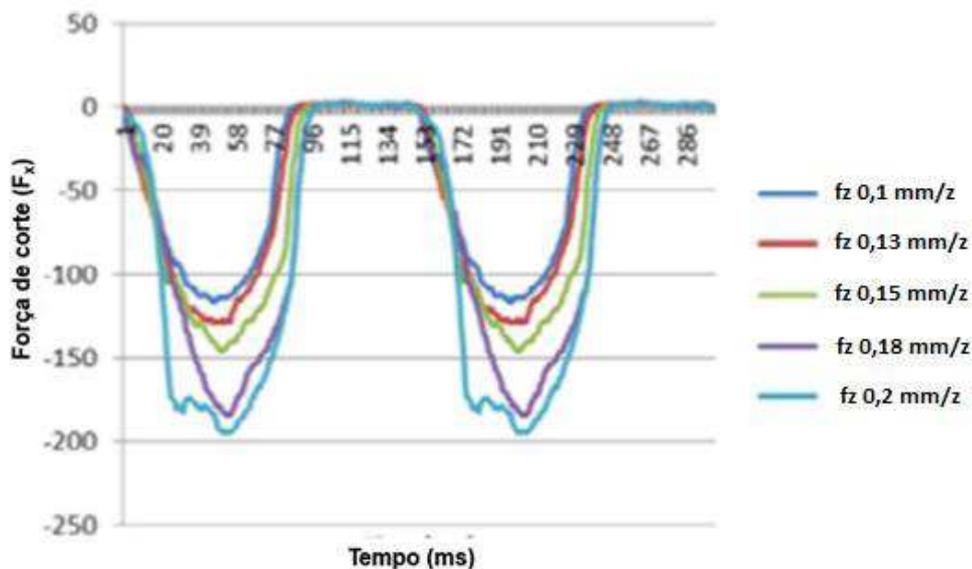


Figura 2.22 – Efeito do avanço na força de corte na direção X, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).

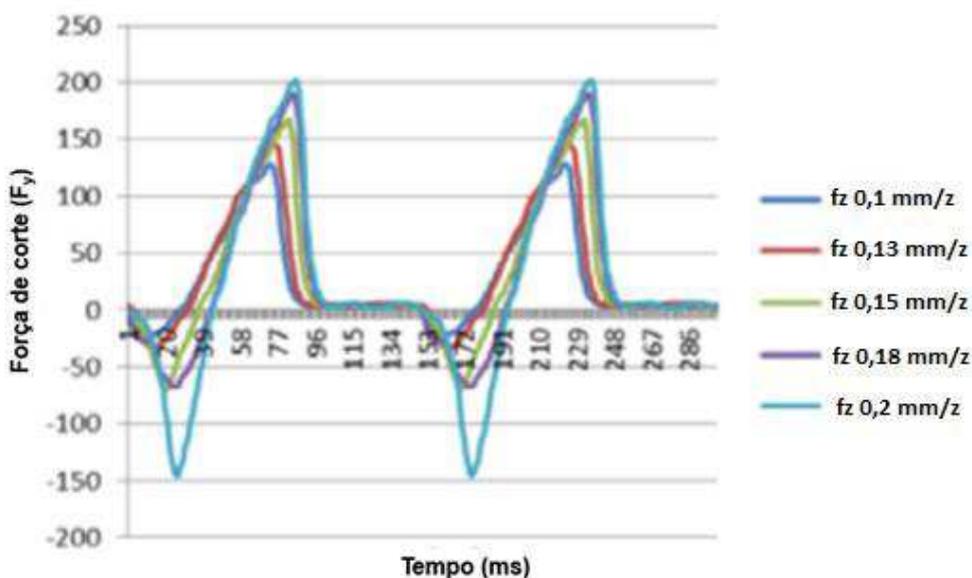


Figura 2.23 – Efeito do avanço na força de corte na direção Y, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).

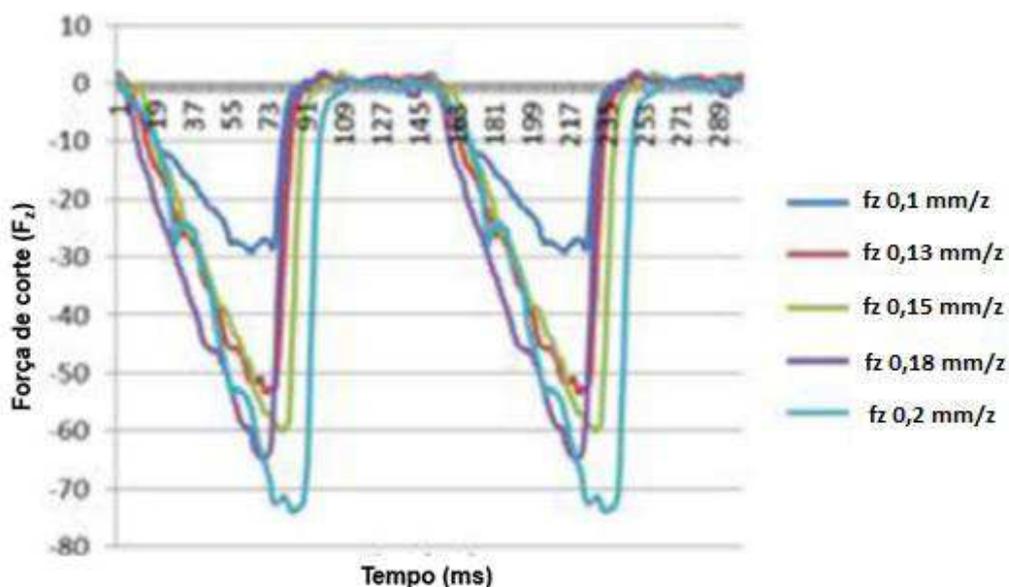


Figura 2.24 – Efeito do avanço na força de corte na direção Z, durante o fresamento de topo do alumínio 6060-T6 (adaptado de TSAI et al., 2015).

Na Figura 2.25 é mostrado o comportamento da força de usinagem em relação à profundidade de corte no fresamento, verifica-se que o valor da força de corte aumenta com a profundidade de corte.

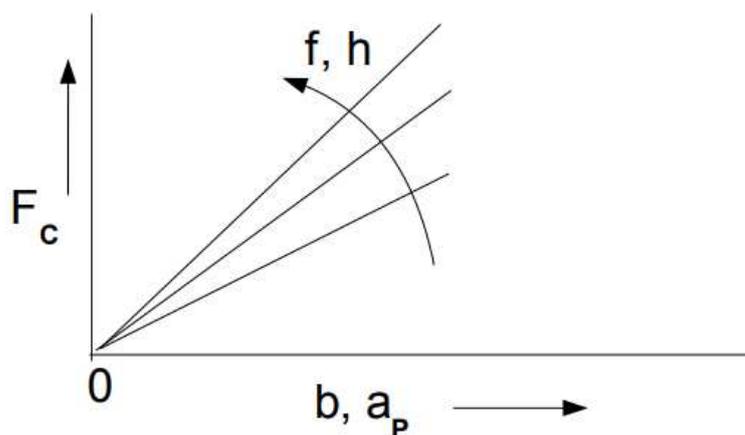


Figura 2.25 – Influência da profundidade de corte sobre a força de usinagem (CIMM, 2017).

Segundo Machado e Silva (2004), o aumento do avanço e da profundidade de corte, por aumentar diretamente as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, causam um aumento da força de usinagem, numa proporção direta, quase que linear. Entretanto é verificado experimentalmente que o efeito do avanço é maior que da profundidade de corte.

De acordo com Diniz et al. (2000), no processo de fresamento, a potência de usinagem consumida na operação varia a todo instante, devido a variação do número de dentes no corte e da espessura do cavaco. Assim, tanto no fresamento cilíndrico tangencial como no fresamento frontal, a potência média de corte é calculada com um valor médio da pressão específica de corte (K_s), utilizando-se um valor médio para espessura do cavaco. A pressão específica de corte é um parâmetro importante para se determinar a potência necessária para uma operação de usinagem. Segundo Krabbe (2006), seu valor é determinado como sendo a força tangencial necessária para cortar um cavaco com uma seção de um milímetro quadrado.

No fresamento, existem vários fatores que influenciam no consumo de potência. De acordo com Krabbe (2006), existem também, diversas maneiras extremamente complicadas de se calcular a potência necessária para o fresamento. Uma aproximação para a potência em função da quantidade de material removida no tempo e da pressão específica de corte média pode ser dada pela Eq. (2.4).

$$P_c = \frac{K_{S_m} \cdot a_p \cdot a_e \cdot z \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad (2.4)$$

Onde:

- Potência de usinagem (P_c) – dada em kW;
- Profundidade de corte (a_p) – dada em mm;
- Largura de corte (a_e) – dada em mm;
- Velocidade de avanço (v_f) – dada em mm/min;
- Coeficiente de força específica de corte (K_{S_m}) – dado em MPa e;
- Número de arestas cortantes da fresa (z).

A partir da Eq. (2.4) pode-se verificar que o valor da potência de usinagem, aumenta com o incremento da profundidade de corte, da largura de corte, da velocidade de avanço, do coeficiente de força específica de corte e do número de arestas de corte.

2.3.4 Temperatura de usinagem no fresamento de topo

Segundo Suarez (2008), na usinagem dos metais o papel que a temperatura desempenha é de fundamental importância para o sucesso da operação. O processo pode se beneficiar ou ser prejudicado pelo calor gerado.

A maior parte da potência consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta cortante da ferramenta e muitos problemas técnicos e econômicos são causados direta ou indiretamente por conta do aquecimento (TRENT, 1988a).

Em cada um dos processos de corte as temperaturas máximas situam-se em regiões específicas, bem próximas à aresta de corte, onde as tensões atuantes (normais e cisalhantes) são extremamente elevadas (TRENT; WRIGTH, 2000).

Segundo Machado e Silva (2004), nos processos de usinagem apenas de 8 a 10% do total do calor gerado é transferido para a ferramenta, a maior parte (cerca de 75%) é dissipado pelo cavaco, mas uma pequena parcela é conduzida na peça, e aumenta a sua temperatura, podendo às vezes causar problemas de precisão dimensional. Na Figura 2.26 são apresentadas as três fontes onde o calor é gerado na usinagem (zonas de cisalhamento).

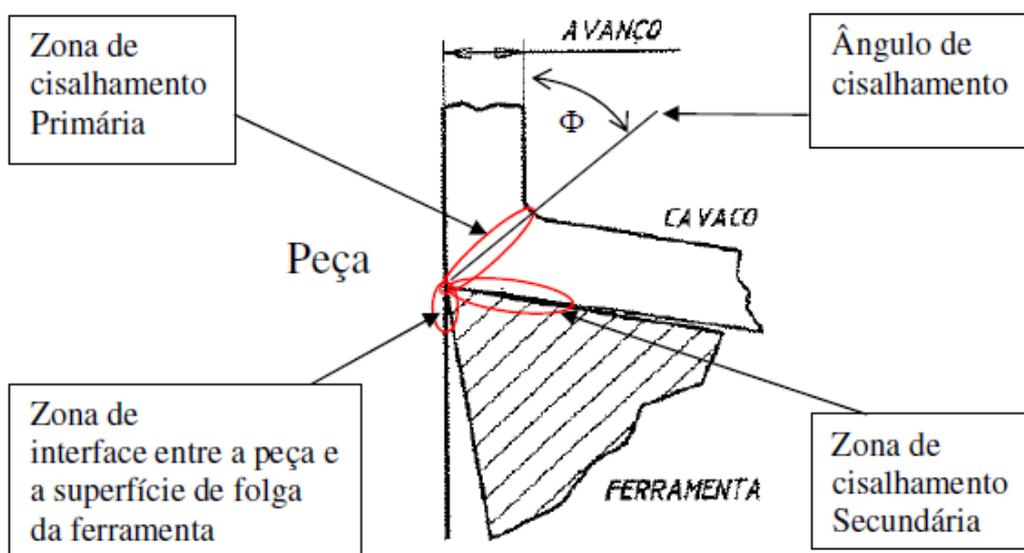


Figura 2.26 – Zonas de cisalhamento no processo de corte ortogonal (SUAREZ, 2008).

Na Figura 2.27, observa-se um exemplo dos percentuais de calor e sua distribuição, assim como as curvas de isotérmicas para as condições mostradas.

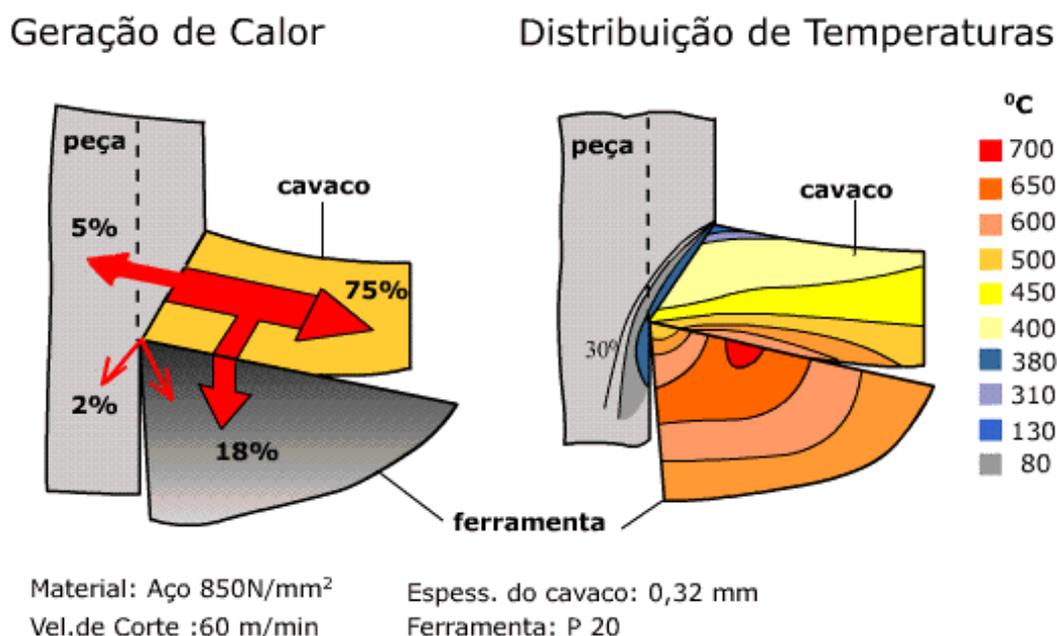


Figura 2.27 – Distribuição típica de temperaturas na região de corte (CIMM, 2017).

McGee (1979), citado por Dewes e Aspinwall (1997) propôs que a temperatura da interface cavaco-ferramenta sobe à medida que a velocidade de corte aumenta, até que o ponto de fusão do material usinado seja atingido, como mostra a Figura 2.28.

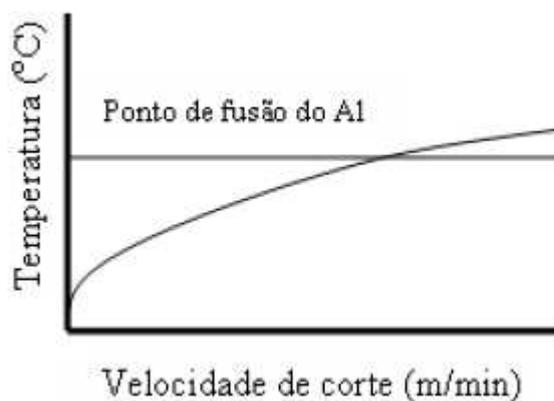


Figura 2.28 – Temperatura x Velocidade de corte. Curva de McGee (SUAREZ, 2008).

Para Machado et al. (2015), o custo da usinagem depende da quantidade de remoção de metal e pode ser reduzido aumentando-se a velocidade de corte e/ou a velocidade de avanço, porém, há limites para essas velocidades, acima dos quais a vida da ferramenta é drasticamente diminuída e o custo, elevado.

Na usinagem de aços, ferros fundidos e das ligas a base de níquel e de titânio (materiais com alta temperatura de fusão), o limite da velocidade de corte é definido em função

da máxima temperatura suportada pelo material da ferramenta utilizada. Portanto, segundo Machado et al. (2015), o corte desses metais gera um grande aquecimento da ferramenta, que pode provocar seu colapso em curto tempo de usinagem.

Também de acordo com Machado et al. (2015), por esses motivos, é importante compreender quais fatores influenciam a geração de calor, bem como de que maneira os fluxos de calor e as temperaturas são distribuídos na ferramenta e na peça, próximo a aresta cortante.

O modelo proposto por Dagiloke et al. (1995) determinou que a temperatura do cavaco e da superfície de saída da ferramenta aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte em uma faixa de valores que vai até 10.000 m/min. Nos mesmos ensaios modelados, observou-se que a temperatura da peça sofre uma pequena redução com o aumento da velocidade de corte. Os autores concluíram que este fenômeno ocorre em função da redução do tempo que o calor gerado tem para se dissipar pela peça. Com o aumento da velocidade de corte o calor se dissipa principalmente pela superfície de saída da ferramenta e pelo cavaco, tendo menos tempo para migrar para a peça.

De acordo com Melo et al. (2005), no processo de fresamento existe uma tendência de aumento da diferença entre as temperaturas da ferramenta na saída (T_s) e na entrada (T_e) da peça a cada revolução, com o aumento tanto de a_p (Figura 2.29), quanto de f_z (Figura 2.30). Este comportamento já havia sido suposto por Melo (2001) para explicar o aumento na quantidade de trincas de origem térmica em ferramentas de metal duro usadas no fresamento frontal.

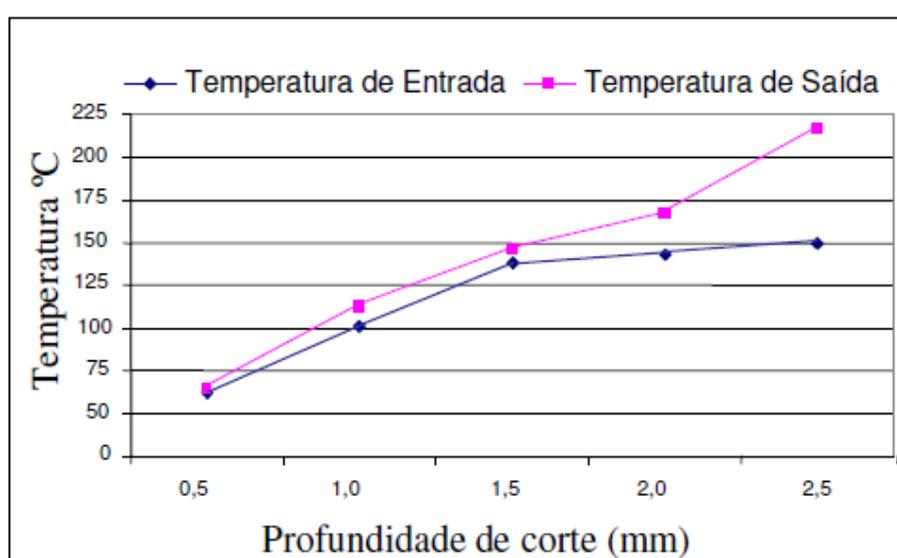


Figura 2.29 – Temperaturas da ferramenta obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função da profundidade de corte (SUAREZ, 2008).

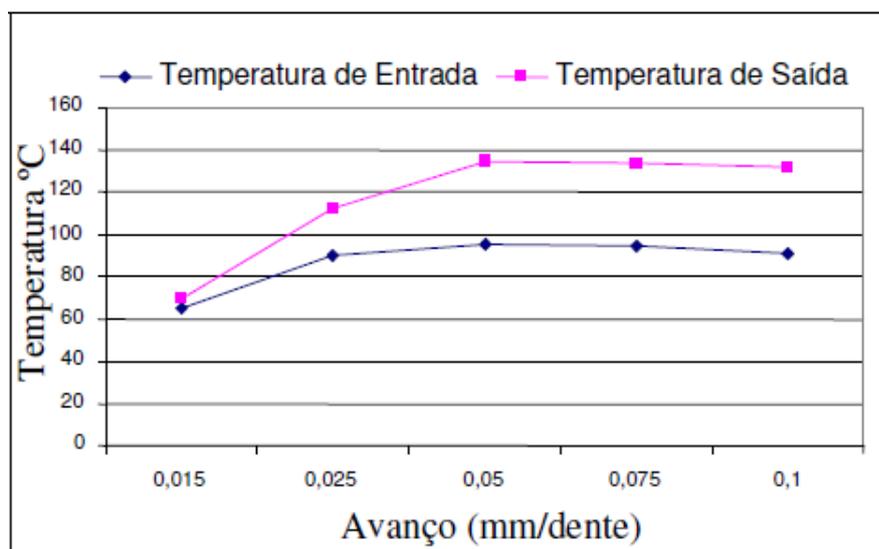


Figura 2.30 – Temperaturas da ferramenta obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função do avanço por dente (SUAREZ, 2008).

Em cortes interrompidos, além de temperaturas elevadas, existem choques térmicos sofridos pela ferramenta, que também são muito importantes para o desempenho do processo, pois a vida da ferramenta depende diretamente da intensidade destes choques. Além disso, os choques mecânicos geram fenômenos de vibração e forças regenerativas que também afetam a vida da ferramenta (SUAREZ, 2008).

2.4 Usinagem de Inconel® 718

2.4.1 Introdução – definição, classificação e aplicação

De acordo com Marques (2015), as superligas à base de níquel são conhecidas desde a década de 1930 e utilizadas principalmente em aplicações aeroespaciais e plantas de geração de energia, quando se requer um material com elevada resistência mecânica, boa resistência à fadiga e à fluência, boa resistência à corrosão e capacidade de operar continuamente em elevadas temperaturas.

Para Ezugwu, Wang e Machado (1999), as ligas à base de níquel desempenham um papel extremamente importante na fabricação de turbinas a gás. Além de sua utilização em turbinas de aeronaves, marítimas e industriais, as ligas de níquel são também utilizadas em veículos espaciais, motores de foguete, aviões experimentais, reatores nucleares, submarinos, equipamento petroquímico e em outras aplicações de altas temperaturas. A grande variedade de aplicações, são destacadas a seguir:

- Aeronaves (turbinas a gás) – discos, câmaras de combustão, parafusos, carcaças, eixos, sistemas de exaustão, lâminas, pás, turbinas, reversores, etc.;
- Sistemas de energia nuclear – mecanismos de controle do conversor de vara, hastes de válvulas, molas, dutos, etc.;
- Indústrias química e petroquímica – parafusos, ventiladores, válvulas, vasos de pressão, tubulações, bombas, etc. e;
- Aplicações médicas – uso odontológico, prótese, dispositivos, etc.

Atualmente as ligas à base de níquel constituem aproximadamente 45 - 50% dos materiais utilizados na fabricação de componentes de turbinas de avião devido à sua excepcional resistência mecânica, a oxidação e boas características em condições extremas de temperatura (SIMS; HAGEL, 1972; GOSSLER, 1985 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

O níquel na forma elementar ou misturado com outros materiais trouxe contribuições significativas para a sociedade atual e ainda tem muito a contribuir para o desenvolvimento tecnológico. Pesquisas têm sido direcionadas no desenvolvimento de suas ligas, pois apresentam características como resistência mecânica associada à resistência à corrosão, tanto em temperatura ambiente como em temperaturas mais elevadas (ASM METALS HANDBOOK, 1990).

As ligas à base de níquel são fabricadas por forjamento ou por fundição (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

As ligas forjadas atualmente foram desenvolvidas há mais de 70 anos, a partir de 80% de níquel, como elemento base, e 20% de cromo, como elemento de liga. Entretanto, elas foram utilizadas pela primeira vez como materiais para fabricação de elementos de turbina no início da década de 1940, devido à sua admirável resistência à oxidação e resistência à ruptura por fluência, que já haviam melhorado consideravelmente pela adição de pequenas quantidades de titânio e alumínio (WHITE, 1981 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999). Algumas das principais ligas à base de níquel forjadas são Nimonic 80, Nimonic 80A, Nimonic 90, Nimonic 105, Nimonic 115, Waspaloy, M-252, René 41, René 95, Inconel® 718, Inconel® 901, Astroloy e Udimet 700 (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

As ligas fundidas não foram bem aceitas até o desenvolvimento de técnicas de fundição e vazamento a vácuo no final da década de 50. Uma das primeiras ligas a ser fundida utilizando esta técnica foi o Inco 713C. Algumas das principais ligas à base de níquel fundidas são: In 100, René 77, René 80, B-1900, Mar-M200, Inco 713LC, IN-792, Mar-M 432 e Udimet 500 (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Segundo Ezugwu, Wang e Machado (1999), de uma forma geral, pode-se dizer que as ligas à base de níquel são caracterizadas e reforçadas por alguns elementos de liga que tendem a melhorar a sua microestrutura ou fase, conforme mostrado a seguir:

- Matriz da liga (γ) – A matriz contínua à base de níquel possui uma estrutura cúbica de face centrada (CFC) ou fase austenítica, que é reforçada normalmente por elementos em solução sólida, tais como cobalto, cromo, molibdênio e tungstênio;
- Fase Gama linha (γ') – Às ligas são adicionados alumínio e titânio na mesma proporção, formando precipitados do tipo $Ni_3(Al, Ti)$, que também possuem estrutura cristalina CFC, coerentes com a matriz austenítica;
- Carbonetos – Adição de carbono em aproximadamente 0,05 - 0,2%, reagindo com outros elementos e formando precipitados primários do tipo MC. Durante o tratamento térmico estes carbonetos se decompõem formando outros carbonetos tais como $M_{23}C_6$ e M_6C , os quais precipitam ao longo dos contornos de grãos;
- Para muitas ligas, as técnicas de tratamento térmico têm sido desenvolvidas para gerar um filme de precipitados (γ') nos contornos de grão, pois acredita-se que isso promova um aperfeiçoamento das propriedades de resistência à ruptura e;
- O Nb pode substituir o (Al, Ti), formando Ni_3Nb , designado por (γ''), que é uma fase tetragonal de corpo centrado – TCC.

De acordo com Mankins e Lamb (1990), o elemento níquel é muito versátil e possibilita a solubilização de quantidades razoáveis de outros elementos como o ferro, cromo e molibdênio e desta forma, muitas composições de ligas têm sido desenvolvidas. A estrutura cúbica de face centrada (CFC) da matriz (γ) pode ser reforçada por:

- Solução sólida;
- Precipitação de carbonetos e;
- Endurecimento por precipitação.

De acordo com Ezugwu, Wang e Machado (1999), as propriedades dos contornos de grão são controladas pelo tipo, quantidade e morfologia dos carbonetos e também pela presença de (γ') nessas regiões.

As superligas são materiais muito utilizados em aplicações aeroespaciais por causa de propriedades especiais, sobretudo a temperaturas elevadas. O Inconel® 718 destaca-se devido as suas propriedades de elevada resistência mecânica, boa resistência à fadiga e fluência, boa resistência à corrosão (SUGAHARA et al., 2009 apud SUGAHARA et al., 2014).

O Inconel® 718 pertence à família das superligas à base de Ni-Cr que tem uma grande variedade de ligas com propriedades mecânicas e aplicações variadas. As ligas Inconel

geralmente contêm ainda Al, Ti, Nb, Co, Cu, e W que aumentam a resistência mecânica e à corrosão. O Fe também está presente em quantidades que variam de 1% a 20% (THOMAS et al., 2006 apud SUGAHARA et al., 2014). A liga Inconel® 718 foi desenvolvida por H.L. Eiselstein, em 1959, para uso em discos de turbinas em motores a jato desenvolvidos pela General Electric (ULUTAN; OZEL, 2010), mas atualmente são também usadas em motores convencionais, como parafusos e eixos de rotor, além de aplicação na indústria nuclear, petrolífera e criogenia (SIMS; STOLOFF; HAGEL, 1987 apud SUGAHARA et al., 2014).

A composição química típica da liga Inconel® 718, de acordo com a especificação API (UNS N07718, 2004), é apresentada na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Composição química da liga Inconel® 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (adaptado da API, 2004).

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co
% Peso	50,0	17,0	Bal.	4,75	2,80	0,65	0,20	1,0
	55,0	21,0		5,50	3,30	1,15	0,80	máx
Elemento	C	Mn	Si	P	S	B	Cu	Pb
% Peso	0,08	0,35	0,35	0,015	0,015	0,006	0,30	0,001
	máx	máx	máx	máx	máx	Máx	máx	máx

Segundo Patel e Smith (2001), o Inconel® 718 é uma liga metálica de alta resistência mecânica e à corrosão, excelente resistência a fluência, endurecível por precipitação formando compostos intermetálicos, apropriada para trabalhar em altas temperaturas. É uma liga que apresenta grande resistência a corrosão e a oxidação em uma variedade de meios agressivos. O Inconel® 718 é uma superliga composta predominantemente de níquel-ferrocromo, que representa atualmente quase a metade do total de superligas utilizadas no mundo, tendo uma grande variedade de aplicações, dentre elas pode-se citar:

- Indústria aeroespacial;
- Componentes para indústria do petróleo;
- Turbina a gás;
- Reservatórios criogênicos e;
- Indústria nuclear.

2.4.2 Usinabilidade do Inconel® 718

2.4.2.1 Principais problemas na usinagem do Inconel® 718

Ligas à base de níquel são conhecidas como uma das superligas mais difíceis de se usinar, considerando as exigências de produção e qualidade (FIELD, 1968; WARBURTON, 1967 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

As superligas à base de níquel são consideradas os materiais com a mais baixa usinabilidade dentre aqueles usualmente utilizados na indústria metal-mecânica. Essa baixa usinabilidade é devido a diversos fatores, dentre eles (SIMS; HAGEL, 1972; RICHARDS; ASPINWALL, 1989; WHITE, 1981 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999):

- Grande parte de sua resistência é mantida durante a usinagem, devido a sua alta resistência a elevadas temperaturas;
- Ocorrência de encruamento, o qual contribui para o surgimento do desgaste de entalhe (VB_N) na altura da profundidade de corte;
- Alto desgaste abrasivo da ferramenta devido à presença de diversos carbonetos com elevada dureza;
- Interação química no par ferramenta-peça devido às elevadas temperaturas na região de corte, conduzindo a altas taxas de difusão;
- Adesão de material da peça na ferramenta durante a usinagem, causando severo desgaste, bem como lascamento na superfície de saída;
- Produção de um cavaco tenaz e longo, de difícil controle durante a usinagem, contribuindo para a degradação da ferramenta por fratura e/ou desenvolvimento de uma cratera e;
- A baixa condutividade térmica das ligas à base de níquel gera altas temperaturas na aresta de corte, assim como grandes gradientes de temperatura na ferramenta.

Dentre os fatores que prejudicam a usinabilidade de ligas à base de níquel, a baixa vida útil da ferramenta de corte e o dano superficial severo da peça usinada são as considerações mais importantes (FIELD, 1968; WARBURTON, 1967 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999). As alterações na superfície (como por exemplo as tensões residuais) induzidas por elevados esforços durante a usinagem podem resultar em distorções que afetam negativamente as propriedades mecânicas e a resistência à corrosão do componente usinado. Portanto, é necessário possuir extrema cautela para garantir a integridade superficial da peça durante a usinagem. A vida útil das ferramentas obtidas durante a usinagem de ligas à base de níquel é muito baixa, e os principais parâmetros, incluindo a escolha do material da ferramenta, geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, etc., devem ser controlados de forma a maximizar a vida destas ferramentas durante a usinagem (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Para Ezugwu, Wang e Machado (1999), com a crescente complexidade dos motores de aeronaves modernas e com as altas temperaturas de funcionamento atingidas por eles atualmente, o desenvolvimento de superligas evoluiu da simples matriz de níquel-cromo para os sistemas multifásicos e multi-elementos de hoje, atendendo assim as condições de operação mais rigorosas. As modernas superligas à base de níquel contêm adições de cromo, alumínio, titânio, cobalto, molibdênio e outros elementos em quantidades variáveis para proporcionar um desempenho superior. Com o aumento dos elementos de liga na composição destes materiais, os problemas relacionados à baixa vida útil da ferramenta e aos danos metalúrgicos à peça durante a usinagem foram potencializados. Embora as ligas à base de níquel solubilizadas não sejam excepcionalmente duras (dureza entre 250 e 350 HV), a sua excelente resistência a temperaturas elevadas e seu elevado encruamento criam dificuldades durante a usinagem, resultando em forças de corte muito elevadas e significativa formação de rebarbas durante a usinagem. Os problemas se agravam quando estas ligas são envelhecidas, podendo chegar a durezas da ordem de 480 a 540 HV.

De acordo com Ezugwu (2005), a maioria dos problemas encontrados durante a usinagem das superligas à base de níquel estão relacionadas à geração de calor durante o processo de deformação e atrito entre o cavaco-ferramenta-peça, o que contribui para elevar as temperaturas associadas.

2.4.2.2 Ferramentas recomendadas para a usinagem do Inconel® 718

A vida da ferramenta na usinagem das superligas à base de níquel é curta comparada com aquelas obtidas na usinagem de aço carbono comum nas mesmas velocidades de corte, aumentando o custo de produção.

As ferramentas empregadas na usinagem das superligas devem atender aos seguintes aspectos (SIMS; HAGEL, 1972 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999):

- Excelente resistência aos principais mecanismos de desgaste;
- Alta resistência mecânica;
- Possuir dureza e tenacidade em elevadas temperaturas;
- Boa resistência ao choque térmico;
- Alta condutividade térmica e;
- Suficiente estabilidade química em altas temperaturas.

As ferramentas de aço rápido (HSS) e de metal duro foram amplamente utilizadas para usinagem das ligas à base de níquel, e esses materiais foram as únicas opções para a usinagem de superligas exóticas por várias décadas. Ferramentas de aço rápido foram, e

ainda são, geralmente utilizadas nas operações de fresamento, furação, rosqueamento, entre outras, enquanto que as ferramentas de metal duro são utilizadas principalmente nas operações mais contínuas de corte (torneamento e mandrilamento, etc.). No entanto, novos materiais para ferramentas de corte foram desenvolvidos com o intuito de aumentar as velocidades de corte e diminuir o custo de produção na usinagem das superligas, dentre estes podem-se citar: a cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{TiC}$); as cerâmicas à base de $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiAlON}$ e os whiskers (Al_2O_3 contendo aproximadamente 25% de $\text{SiC}_{\text{whiskers}}$). Estas ferramentas têm sido utilizadas cada vez mais para a usinagem de ligas à base de níquel (RICHARDS; ASPINWALL, 1989 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

A utilização de ferramentas de metal duro revestidas com multicamadas ($\text{TiN} + \text{TiCN} + \text{TiN}$), produzidas pela técnica de deposição física de vapor (PVD), também mostraram um desempenho notável na usinagem de ligas à base de níquel (EZUGWU; WANG, 1996; WANG, 1997 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999). As ferramentas de corte com revestimento adequado podem ter sua vida útil aumentada. Pode-se encontrar no mercado classes de metal duro com revestimentos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3), carboneto de titânio (TiC) e nitreto de titânio (TiN), além de revestimento de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN). Dentre esses, o Al_2O_3 , é o mais resistente contra oxidação, se comparado com os demais revestimentos, porém sua dureza é reduzida. O TiC apresenta elevada dureza, a qual é reduzida em temperaturas elevadas (MARQUES, 2015).

As ferramentas de nitreto de boro cúbico (CBN) apresentam melhor desempenho do que as ferramentas de metal duro ao usinar ligas à base de níquel, embora as principais áreas de aplicação para CBN estejam na usinagem de materiais ferrosos (SHINTANI et al., 1992; WORSELY, 1984 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999). No entanto, o custo das ferramentas CBN limita o seu uso.

Na usinagem das ligas à base de níquel com ferramenta de metal duro, a faixa recomendada de velocidades de corte é de 10 e 30 m/min. Desgaste severo de flanco e o entalhe na ponta da ferramenta e/ou na altura da profundidade de corte são as modalidades de falha dominantes ao se usinar com ferramentas de metal duro. Ferramentas de metal duro não podem ser usadas para usinar em altas velocidades de corte porque não podem suportar as condições de temperatura e tensão extremamente altas na zona de corte. Nas velocidades de corte mais elevadas, ocorre um rápido aumento no entalhe, o que geralmente leva à fratura prematura da aresta inteira do inserto (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Velocidades de corte mais baixas são usualmente empregadas no fresamento (corte interrompido) de ligas à base de níquel com ferramentas de corte de metal duro. O lascamento e/ou a fratura da aresta da ferramenta são os modos de falha dominantes, devido à combinação de esforços provenientes de choque térmico, choque mecânico e da alta

temperatura na zona de corte, bem como a adesão do material de trabalho na superfície de saída da ferramenta (ELDEM; BARROW, 1976; BHATIA; PANDEY; SHAW, 1979; KADHIM; AL-TORNACHI; DUGDALE, 1977 apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Para Ezugwu, Wang e Machado (1999), a classe de metal duro K20 apresentou o melhor desempenho no fresamento de ligas à base de níquel (Nimonic 75 e Inconel® 718) em várias condições de corte.

2.4.2.3 Forças e potência na usinagem do Inconel® 718

As forças de usinagem são mais elevadas na usinagem do níquel do que do ferro comercialmente puro. A área de contato na superfície de saída da ferramenta é muito grande, com um ângulo de cisalhamento pequeno, geralmente produzindo cavacos muito grossos (TRENT; WRIGHT, 2000).

De acordo com Marques (2015), da mesma forma que acontece com o ferro e outros metais puros, não se forma arestas postiças de corte na usinagem do níquel puro, e a força de corte tende a diminuir à medida que a velocidade de corte aumenta, pois a área de contato cavaco-ferramenta torna-se menor e o cavaco mais fino. Contudo, para todas as velocidades de corte, as forças são relativamente elevadas, promovendo altas taxas de desgaste da ferramenta.

Em seu trabalho Alauddin, Baradie e Hashmi (1996) estudaram a usinabilidade do Inconel® 718 por meio do processo de fresamento de topo, sendo que os parâmetros de corte foram otimizados através de medidas das componentes de força de usinagem durante o processo. Para analisar a influência da velocidade de corte nas forças de corte, os autores utilizaram 3 níveis de velocidade de avanço (22 mm/min, 45 mm/min e 64 mm/min), 4 velocidades de corte (12 m/min, 16 m/min, 20 m/min e 24 m/min) e mantiveram a profundidade de corte fixa em 1,2 mm.

Os resultados mostrando esta influência na força de usinagem podem ser observados na Figura 2.31, onde é possível verificar que as forças de usinagem aumentam à medida que a velocidade de corte diminui. Isso pode ser atribuído às seguintes razões (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996):

- Mantendo a velocidade de avanço constante e variando a velocidade de corte, a espessura do cavaco diminui com o aumento da velocidade de corte, conseqüentemente diminui as forças de usinagem;
- Geralmente, à medida que a velocidade de corte diminui, o ângulo de cisalhamento também diminui. Um pequeno ângulo de corte resulta em um grande plano de corte.

No cisalhamento do material, um aumento na área do plano de cisalhamento aumenta as forças de corte necessárias para produzir tensão para deformação e;

- Em baixas velocidades de corte, o coeficiente de atrito aumenta e, como resultado, as forças de usinagem também aumentam.

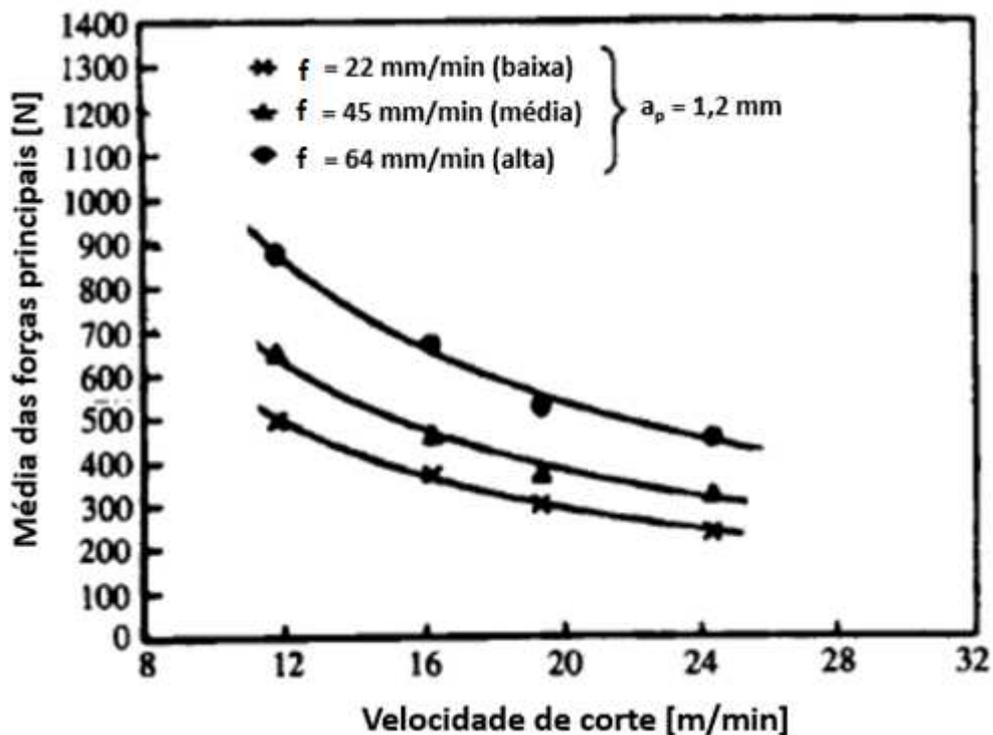


Figura 2.31 – Influência da velocidade de corte nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Também de acordo com a Figura 2.31, observa-se que as forças de usinagem são mais elevadas para velocidades de avanço mais elevadas. Isto ocorre devido ao fato de que à medida que a velocidade de avanço aumenta, a carga por dente também aumenta e, conseqüentemente, a força de corte aumenta (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Os resultados mostrando a influência do avanço nas forças de usinagem podem ser vistos na Figura 2.32, onde é possível verificar que as forças de usinagem aumentam quase exponencialmente à medida que a velocidade de avanço aumenta e também pode-se verificar que elas são mais elevadas para baixas velocidades de corte (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Este aumento nas forças de usinagem é justificado pelo aumento na espessura do cavaco com o aumento da velocidade de avanço (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

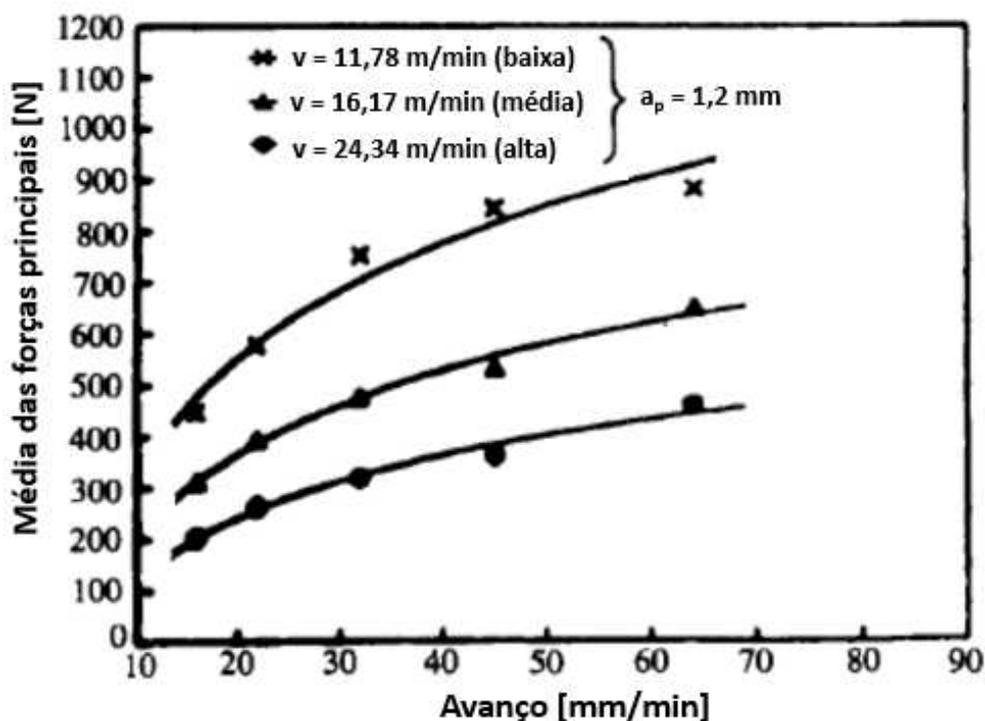


Figura 2.32 – Influência do avanço nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Para analisar a influência da profundidade de corte nas forças usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718, Alauddin, Baradie e Hashmi (1996) utilizaram 3 níveis de velocidade de corte (11,78 m/min, 16,17 m/min e 24,34 m/min), variando a profundidade de corte de 0,4 mm até 2,0 mm e mantiveram a velocidade de avanço fixa em 45 mm/min. Os resultados mostrando esta influência na força de usinagem podem ser observados na Figura 2.33, onde verifica-se que as forças de usinagem aumentam quase linearmente com o aumento da profundidade de corte. Isto é atribuído ao aumento da área de corte com o aumento da profundidade axial de corte. À medida que a área de corte aumenta, a força de corte também aumenta (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

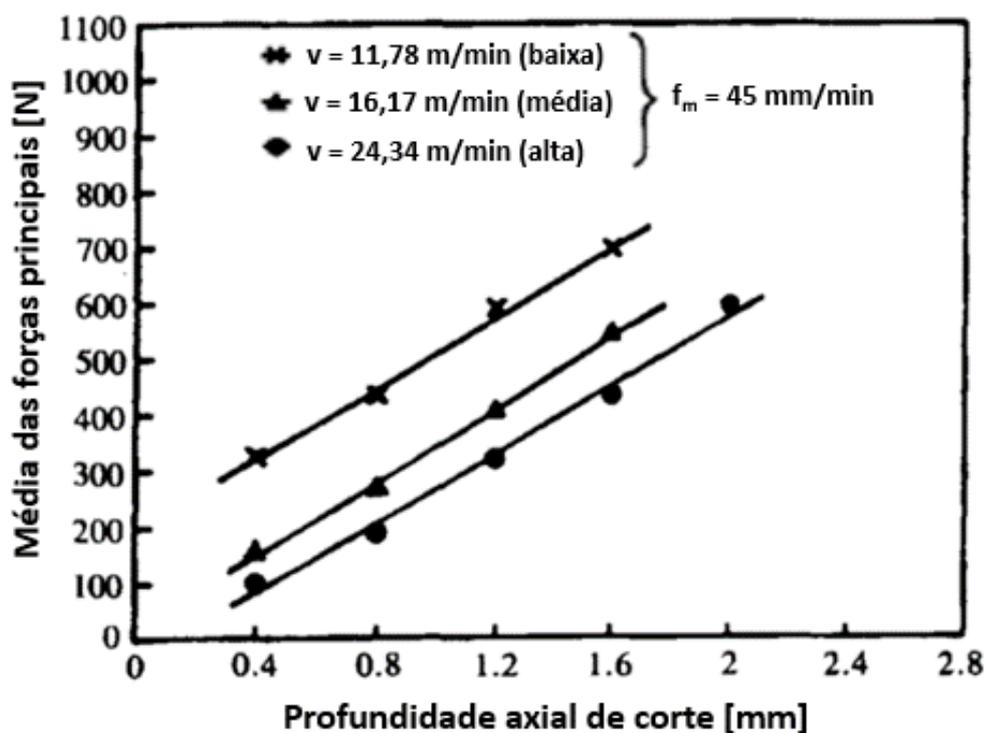


Figura 2.33 – Influência da profundidade de corte nas forças de usinagem durante o fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Outra observação retirada da Figura 2.33, é de que as forças de usinagem na velocidade de 11,78 m/min (baixa velocidade de corte) e na velocidade de 16,17 m/min (média velocidade de corte) a uma profundidade de corte de 2,00 mm, são desproporcionalmente elevadas. Os insertos da fresa foram examinados e verificou-se que os mesmos apresentaram micro trincas. Com a velocidade de avanço constante, o avanço por dente, para as diferentes velocidades de corte variam (sendo de 0,15 mm/dente para a baixa velocidade de corte e 0,11 mm/dente para a média velocidade de corte). Portanto, devido ao cisalhamento do material, para estes altos valores de avanços por dente na profundidade de 2,00 mm, são geradas altas cargas de compressão que não são suportadas pela ferramenta de corte, aumentando assim o valor das forças de corte. Quando se utiliza a alta velocidade de corte, o avanço por dente assume o valor de 0,09 mm/dente, gerando menores esforços, que não danificam a aresta cortante, apresentando assim valores da força de corte proporcionais (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

2.4.2.4 Temperatura de corte na usinagem do Inconel® 718

O Inconel® 718 está entre os materiais mais difíceis de se usinar, sendo que esta baixa usinabilidade resulta em uma curta vida da ferramenta de corte e baixa integridade superficial

da peça usinada. A geração de calor e a deformação plástica induzida durante a usinagem afetam a superfície usinada, em particular, o calor gerado altera a microestrutura da liga, induz tensões residuais e ativa mecanismos de desgaste da ferramenta de corte. A baixa condutividade térmica deste material também contribui para as elevadas temperaturas nas zonas de corte (COZ; DUDZINSKI, 2014).

No torneamento de Inconel® 718, em velocidades de corte entre 400 e 500 m/min, foram atingidas temperaturas entre 1250 e 1300°C na superfície de saída da ferramenta (NARUTAKI et al., 1993 apud COZ; DUDZINSKI, 2014)

De acordo com Coz e Dudzinski (2014), em relação ao fresamento de topo de Inconel® 718, poucos estudos focaram na medição de temperaturas de corte. Um deles estudou a temperatura do fresamento por meio de um termopar embutido na peça de trabalho. Os resultados mostraram temperaturas abaixo da superfície entre 330 e 420°C, para o fresamento a seco e com velocidade de corte de 90 m/min. Devido à sua baixa condutividade térmica e alta resistência, o processo de corte do Inconel® 718 gera elevadas temperaturas, localizadas na zona de corte. Assim, um grande gradiente de temperatura pode ser observado entre a nova superfície gerada e a subsuperfície.

Com o objetivo de determinar a temperatura da superfície e da subsuperfície do Inconel® 718 durante o fresamento, Coz e Dudzinski (2014), desenvolveram duas configurações experimentais, baseadas no método do termopar. O primeiro dispositivo mediu a temperatura subsuperficial a 0,5 mm sob a nova superfície gerada. O segundo dispositivo mediu a temperatura na superfície usinada e permitiu determinar a evolução da temperatura da aresta de corte da ferramenta. Assim a influência da velocidade de corte na temperatura de fresamento pode ser investigada e discutida.

Os resultados obtidos com os dois dispositivos citados anteriormente estão apresentados na Figura 2.34. Nela estão mostrados os sinais relativos a três valores de velocidade de corte. A temperatura na subsuperfície adquirida com o primeiro dispositivo é apresentada na Figura 2.34 (a) e será discutida em primeiro lugar. A temperatura máxima atingida corresponde à passagem da ferramenta na frente do termopar. Para a velocidade de corte de 40 m/min, a temperatura máxima é de cerca de 190°C. O aumento da velocidade de corte resulta num aumento deste valor da temperatura máxima. No entanto, a temperatura máxima medida pelo termopar na sub superfície atinge um valor máximo de 250°C para a velocidade de corte de 80 m/min, e diminui ligeiramente para maiores velocidades, atingindo 230°C para a velocidade de 320 m/min. Do mesmo modo, o aumento da velocidade de corte resulta num aumento da inclinação da temperatura antes do máximo. Ou seja, com baixas velocidades de corte e, portanto, com baixas velocidades de avanço, o calor gerado difunde mais para o interior da peça de trabalho, e como será mostrado a seguir, a temperatura da

subsuperfície é muito próxima à temperatura da superfície usinada. Aumentando a velocidade de corte, a velocidade de avanço também aumenta, desta forma a zona de corte move-se mais rapidamente e a duração de exposição da superfície usinada ao fluxo de calor gerado pelo corte é reduzida. Ou seja, com velocidades de corte e velocidade de avanço mais elevadas, a carga térmica é mais intensa, mas o tempo de exposição a esta carga térmica é mais curto. Elevadas temperaturas afetam apenas a superfície do Inconel® 718 fresado, sendo este comentário confirmado por medições de temperatura adquiridas pelo segundo dispositivo e apresentadas na Figura 2.34 (b), correspondendo à temperatura superficial usinada.

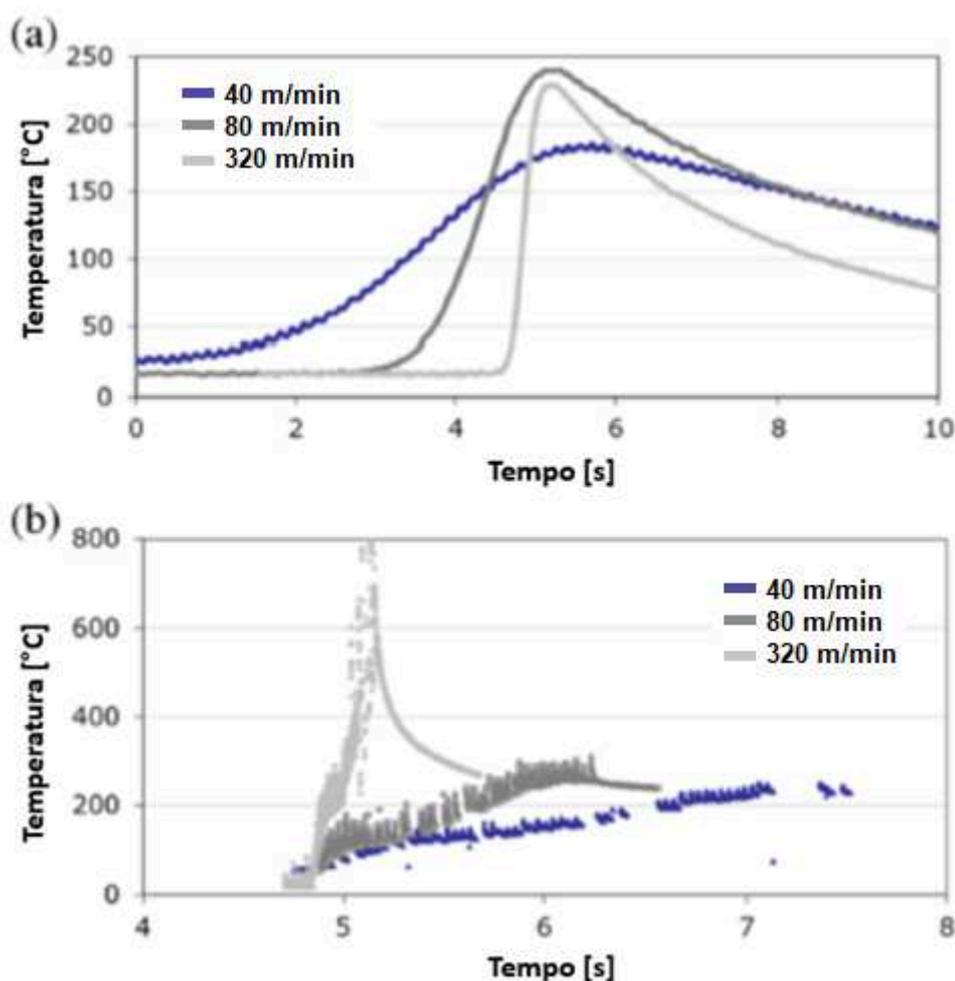


Figura 2.34 – (a) Temperatura da subsuperfície. (b) Temperatura da superfície (adaptado de COZ; DUDZINSKI, 2014).

Observa-se que, para os mesmos valores de velocidade de corte mostrados anteriormente, a temperatura máxima na superfície usinada é muito maior do que a medida na subsuperfície. Além disso, contrariamente ao que foi observado na subsuperfície, esta temperatura máxima aumenta com o aumento dos valores de velocidade de corte. Para a

velocidade de corte de 40 m/min a temperatura máxima atinge 250 °C e para a velocidade de 80 m/min, atinge 310 °C. Com a velocidade de corte de 320 m/min, a temperatura máxima aumenta muito, chegando a 790 °C (COZ; DUDZINSKI, 2014).

Os valores das temperaturas máximas da superfície e da subsuperfície e do gradiente de temperatura (diferença entre elas) são apresentados na Figura 2.35. Para baixas velocidades de corte, como de 40 m/min, o gradiente de temperatura é de aproximadamente 100 °C. Para a velocidade de corte de 320 m/min, o gradiente de temperatura torna-se muito importante e atinge cerca de 600 °C. Este grande gradiente de temperatura entre superfície e sub superfície, particularmente às velocidades de corte elevadas, é devido à baixa condutividade térmica do Inconel® 718. Além disso, é bem conhecido que temperaturas de superfície elevadas e grandes gradientes de temperatura podem induzir problemas de integridade superficial, como alterações de microestrutura, transformação de fase, deformação plástica e tensões residuais elevadas (COZ; DUDZINSKI, 2014).

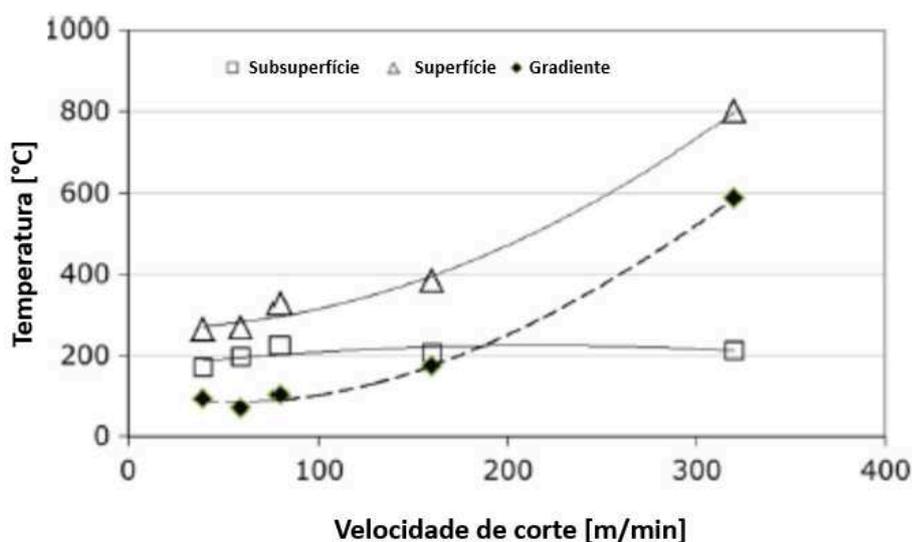


Figura 2.35 – Evolução da máxima temperatura com a velocidade de corte (adaptado de COZ; DUDZINSKI, 2014).

2.4.2.5 Integridade superficial na usinagem do Inconel® 718

Integridade Superficial (IS) envolve o estudo e controle da rugosidade ou topografia superficial, dureza superficial, variações da microdureza e variações metalúrgicas da subsuperfície. Todos estes fatores influenciam na qualidade da superfície e subsuperfície usinada, tornando-se extremamente importante na fabricação de componentes estruturais que precisam suportar altas tensões estáticas e dinâmicas (MARQUES, 2015). A IS se torna

ainda mais importante quando se trata de componentes com grande responsabilidade técnica, como aqueles usados em construções de aeronaves, por exemplo.

Segundo Machado et al. (2015), a condição de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, deformação e recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e ainda podem ocorrer reações químicas. Assim, todos esses fatores podem ter efeitos diferentes na nova superfície.

Como as superligas à base de níquel apresentam baixa usinabilidade, a superfície e subsuperfície são facilmente afetadas ou até mesmo danificadas durante as operações de usinagem. Para minimizar os efeitos da usinagem sobre a integridade superficial das peças usinadas, deve-se tomar um cuidado especial na escolha das condições de corte, material da ferramenta, geometria e revestimento da ferramenta (DEVILLEZ, et al., 2011).

Para as indústrias aeroespaciais em que a segurança é extremamente crítica, a integridade superficial é importante para os componentes submetidos a elevadas cargas térmicas e mecânicas durante o seu uso. Estruturas em aplicações aeroespaciais são submetidas a severas condições de tensão, temperaturas e ambientes hostis. As dimensões das seções são continuamente reduzidas a fim de minimizar o peso, de modo que a condição da superfície tem uma influência cada vez maior sobre o seu desempenho (DUDZINSKI et al., 2004).

De acordo com Alauddin, Baradie e Hashmi (1996), no fresamento de topo, a rugosidade superficial teórica é geralmente dependente das condições de corte, material da peça, ferramenta de corte, etc. Sendo que o valor teórico da rugosidade superficial R_a na superfície acabada, para operações de fresamento de topo, pode ser estimado pela Eq. (2.5):

$$R_a = \frac{f_z^2}{32r} \quad (2.5)$$

Onde:

- Rugosidade superficial (R_a) – dado em μm ;
- Avanço (f_z) – dado em mm/dente e;
- Raio de ponta da fresa (r) – dado em mm.

Na Eq. (2.5), é mostrado que a rugosidade superficial é uma função do avanço por dente e da geometria de ferramenta. Os valores reais da rugosidade superficial são geralmente maiores do que os valores teóricos da rugosidade superficial, obtidos pela Eq. (2.5), porque, os valores teóricos não levam em conta a formação de rebarba, deflexão e

vibração da ferramenta, que são também, normalmente, função de outros parâmetros de corte, como velocidade e profundidade de corte (ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1996).

Para verificar a influência das condições de corte nos valores da rugosidade superficial do Inconel® 718, Li et al. (2014) utilizaram em seu trabalho 21 testes, que estão expostos na Tabela 2.5.

Tabela 2.5 – Condições dos testes de fresamento de topo para caracterizar a integridade superficial do Inconel® 718 (adaptado de LI et al., 2014).

Amostra	VB [mm]	Condição de corte	Velocidade de Corte [m/min]	Avanço por dente [mm/dente]	Penetração de trabalho [mm]	Profundidade de corte [mm]
1	0					
2	0,1	1	40	0,15	0,5	0,5
3	0,2					
4	0					
5	0,1	2	60	0,15	0,5	0,5
6	0,2					
7	0					
8	0,1	3	80	0,15	0,5	0,5
9	0,2					
10	0					
11	0,1	4	60	0,1	0,5	0,5
12	0,2					
13	0					
14	0,1	5	60	0,2	0,5	0,5
15	0,2					
16	0					
17	0,1	6	60	0,15	0,3	0,5
18	0,2					
19	0					
20	0,1	7	60	0,15	0,4	0,5
21	0,2					

A rugosidade superficial foi medida na direção de avanço e na direção perpendicular a ela no plano de corte, como mostrado na Figura 2.36.

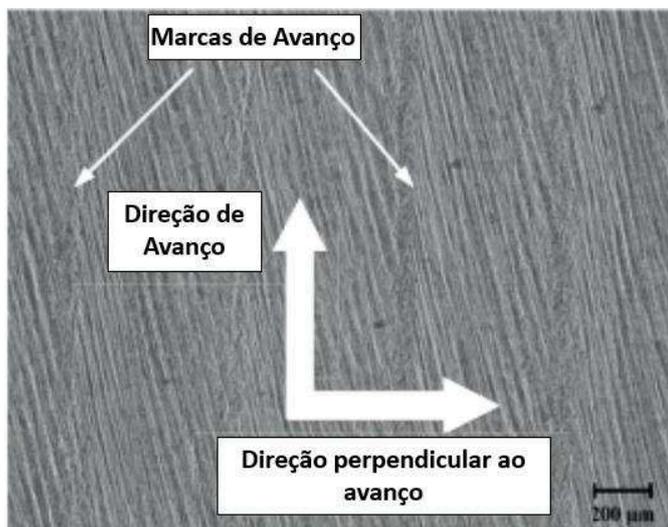


Figura 2.36 – Textura da superfície fresada e direções onde a rugosidade superficial foi medida (adaptado de LI et al., 2014).

Os resultados da rugosidade superficial obtidos ao longo das duas direções estão expostos na Figura 2.37.

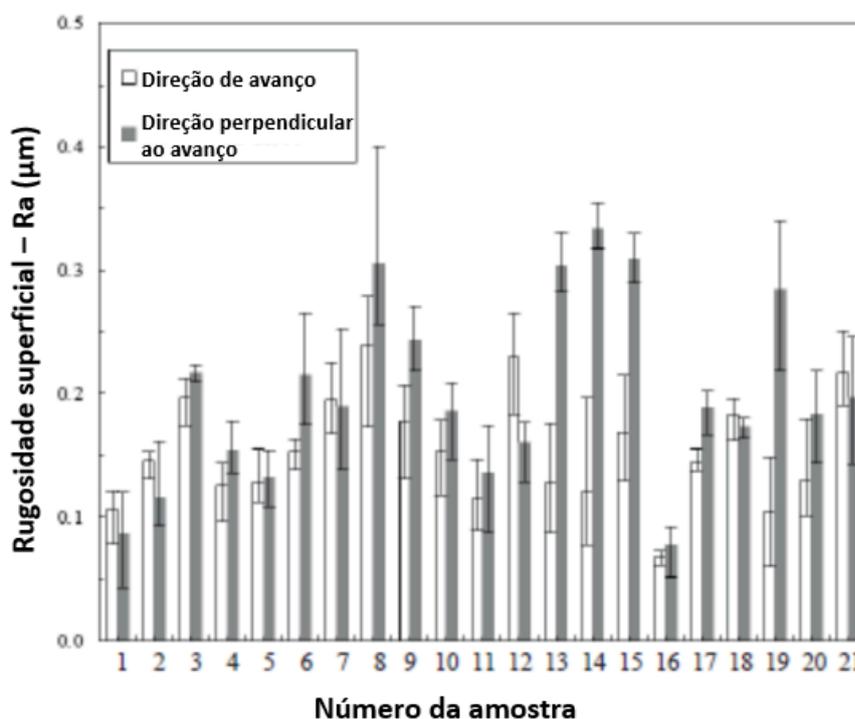


Figura 2.37 – Rugosidade superficial (R_a) na direção de avanço e perpendicular a ela, após o fresamento de topo do Inconel[®] 718 (adaptado de LI et al., 2014).

Na Figura 2.37 é mostrada que a maioria das 21 superfícies fresadas possuem uma rugosidade superior ao longo da direção perpendicular à direção de avanço, quando submetidas as condições de usinagem apresentadas na Tabela 2.5. Apenas 3 das 21 superfícies fresadas obtiveram um valor de rugosidade superficial entre $0,3\ \mu\text{m}$ e $0,4\ \mu\text{m}$ na direção perpendicular à direção de avanço, sendo que as demais superfícies possuem rugosidade superficial entre $0,1\ \mu\text{m}$ e $0,3\ \mu\text{m}$ em ambas as direções. Na direção perpendicular à direção de avanço, a rugosidade superficial aumenta com o aumento da velocidade de corte. Na direção de avanço, a rugosidade superficial geralmente aumenta quando o desgaste do flanco (VB_B) da ferramenta aumenta a cada nível de velocidade de corte. O efeito do avanço por dente também pode ser visto, $f_z=0,10\ \text{mm/dente}$ produz rugosidade superficial menor em ambas as direções em comparação com $f_z=0,15\ \text{mm/dente}$ e $f_z=0,20\ \text{mm/dente}$ (LI et al., 2014).

2.4.2.6 Atmosferas empregadas na usinagem do Inconel® 718

As ligas altamente resistentes à fluência utilizadas na indústria aeroespacial como as superligas à base de níquel e de titânio, estão entre os materiais mais difíceis de usar. Estas ligas são reforçadas por uma segunda fase finamente dispersa na matriz, bem como endurecidas por solução sólida. Estas ligas sempre apresentaram problemas durante o corte, dificultando a sua utilização em vários sistemas mecânicos, contudo, o desenvolvimento dos processos de usinagem e dos fluidos de corte permitiu hoje o uso extenso dessas ligas em vários tipos de indústria. Os fluidos de corte, sob condições severas de usinagem, conseguem reduzir o atrito e refrigerar as partes na região de corte, graças aos vários aditivos e métodos de aplicação (TRENT; WRIGHT, 2000; FERRARESI, 2006). No corte contínuo das superligas de níquel, a regra básica é utilizar sempre um fluido de corte em abundância quando empregando ferramentas de aço rápido e metal duro e a usinagem a seco quando utilizando ferramentas cerâmicas. No fresamento, quando utilizando ferramentas de metal duro, normalmente se usina a seco para evitar ou reduzir as trincas de origem térmicas (MACHADO et al., 2015).

Para as ferramentas de metal duro revestidas, a seleção correta da proporção entre a liga de cobalto e o carboneto de tungstênio, os materiais de revestimento associados, o procedimento de revestimento e a escolha das condições de corte são os principais desafios para uma usinagem efetiva (EZUGWU, 2005; DUDZINSKI et al., 2004 apud DEVILLEZ et al., 2006). Em paralelo, com a otimização de processos de fabricação, esforços devem ser realizados para reduzir o impacto da atividade industrial no meio ambiente e na saúde das

peçoas envolvidas no processo. Na usinagem de materiais de pobre usinabilidade, o consumo de fluidos refrigerantes continua a ser muito importante, então, minimizar os custos de usinagem e tornar os processos ambientalmente seguros podem ser objetivos associados. A aquisição, o uso, o descarte e a limpeza dos componentes usinados do meio lubri-refrigerante levam a custos significativos, chegando a ser quatro vezes maiores do que o custo das ferramentas consumidas durante as operações de corte. Desta forma, o objetivo das empresas de usinagem é usar cada vez mais o corte à seco, eliminando ou minimizando o uso de fluidos de corte. Esse objetivo pode ser alcançado pelo desenvolvimento e uso de novos materiais para ferramentas e revestimentos (DEVILLEZ et al., 2006).

Para Zhang, Li e Wang (2012), o uso de fluidos de corte por jorro em processos de usinagem tem sido questionado recentemente devido aos vários efeitos negativos sobre o meio ambiente e a saúde. Neste sentido, é dada grande atenção para reduzir ou parar de usar completamente os fluidos de corte, satisfazendo as exigências de processos de corte ecologicamente amigáveis. A baixa capacidade de arrefecimento do ar, normalmente limita a aplicação de lubrificação de mínima quantidade (MQL) na usinagem do Inconel® 718. O sistema de lubrificação por arrefecimento de mínima quantidade (MQCL) que combina as vantagens do ar criogênico e do MQL, pode melhorar a usinabilidade do Inconel® 718. Assim Zhang, Li e Wang (2012) estudaram o corte à seco e o corte MQCL com óleo vegetal biodegradável, associando estes modos de corte ao desgaste das ferramentas e às forças de corte durante o fresamento de topo do Inconel® 718 com ferramentas revestidas.

Na Figura 2.38 é mostrada a variação do desgaste da ferramenta com o tempo, para a condição de usinagem a seco e utilizando MQCL.

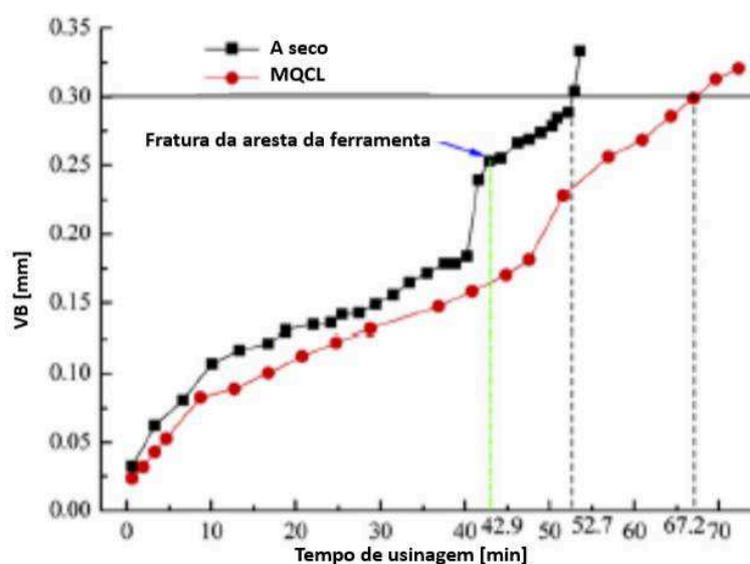


Figura 2.38 – Desgaste das ferramentas (V_B) com o tempo para diferentes condições de corte, no fresamento de topo do Inconel® 718 (adaptado de ZHANG; LI; WANG, 2012).

Na Figura 2.39 é mostrada a variação da força de corte com o tempo, para a condição de usinagem a seco e utilizando MQCL, nas três direções.

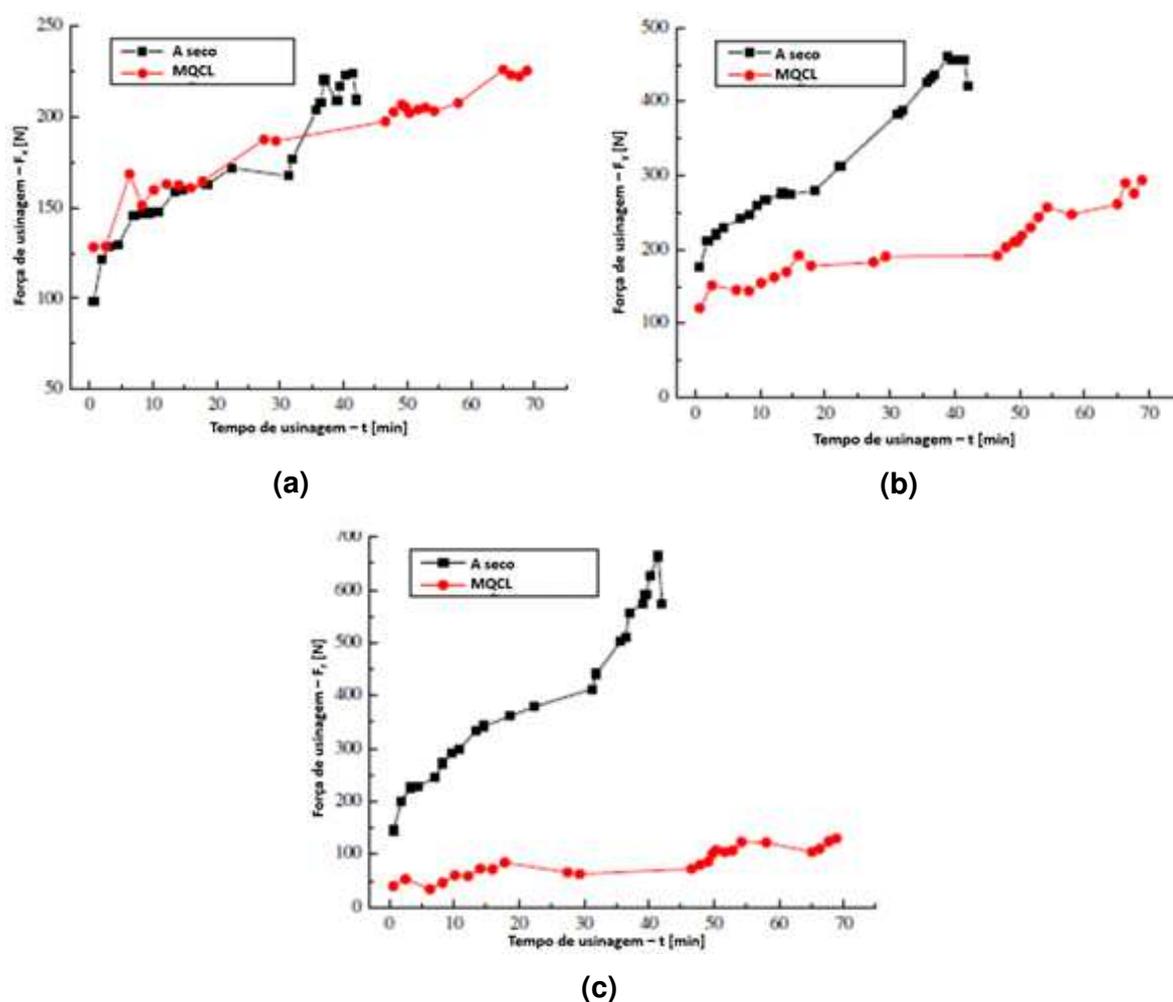


Figura 2.39 – Variação da força de corte com o tempo durante o fresamento de topo do Inconel[®] 718 para diferentes condições de corte. (a) Força de usinagem F_x . (b) Força de usinagem F_y . (c) Força de usinagem F_z . (adaptado de ZHANG; LI; WANG, 2012).

Os resultados experimentais, apresentados na Figura 2.38 e na Figura 2.39, mostraram que o corte MQCL com óleo vegetal biodegradável pode efetivamente melhorar a usinabilidade do Inconel[®] 718, já que houve uma extensão na vida útil da ferramenta e uma redução das forças de usinagem. Do ponto de vista ambiental, o corte MQCL com óleo vegetal biodegradável atende às demandas crescentes de fabricação mais limpa do Inconel[®] 718 e é uma alternativa ao corte com MQL e corte a seco (ZHANG; LI; WANG, 2012).

2.5 Planejamento de experimentos – DOE

2.5.1 Introdução a planejamento de experimentos

De acordo com Carpinetti (2006), os três princípios básicos de experimentação são: repetição, aleatorização e blocos.

Por repetição entende-se a repetição do experimento para uma determinada condição. Repetição apresenta duas propriedades importantes:

- Permite obter uma estimativa do erro experimental. Esta estimativa do erro se torna a unidade básica de medição para determinar se diferenças observadas nos dados são estatisticamente diferentes e;
- Se a média amostral é usada para estimar o efeito de um fator no experimento, repetição permite a obtenção de uma estimativa mais precisa deste efeito (decorrente do fato de o desvio padrão amostral ser inversamente proporcional ao tamanho da amostra).

A aleatorização é a suposição básica para a validação do uso dos métodos estatísticos em delineamento de experimentos. Por aleatorização, entende-se:

- A alocação de material e equipamento para os experimentos são aleatoriamente definidos e;
- A ordem em que os experimentos são ensaiados são aleatoriamente definidos.

Métodos estatísticos requerem que as observações (ou erros) sejam “variáveis aleatórias independentes”. A aleatorização do experimento normalmente faz com que esta hipótese seja válida. Através da aleatorização os efeitos de fontes não assinaláveis de variabilidade são minimizados.

O planejamento em blocos é um procedimento que visa eliminar o efeito de um ou mais fatores no resultado do experimento. Com este procedimento, realiza-se o experimento em condições (blocos) mais homogêneas. Assim, consegue-se:

- Aumentar a precisão do experimento (efeito dentro de cada bloco) e;
- Aumentar a informação, uma vez que evidencia-se o efeito dos blocos (efeito entre blocos).

Também de acordo com Carpinetti (2006), de um modo geral, o planejamento e análise de experimentos percorrerá as seguintes etapas:

- **Reconhecimento e formulação do problema**

Nesta fase, identifica-se a existência de um problema que pode ser estudado (ou resolvido) através de experimentação. A partir daí, as ideias são organizadas de forma a se explicitar o que se conhece e o, que se pretende conhecer com o experimento. Não é uma tarefa simples, e exige a cooperação de todas as partes envolvidas: projeto, fabricação, qualidade, marketing, gerência, pessoal de chão de fábrica.

- **Escolha dos níveis e fatores**

Deve-se definir os fatores a serem variados no experimento, a faixa dentro da qual cada fator variará e os níveis para os quais testes serão feitos. Consideração deve ser feita também sobre como esses fatores serão controlados nos níveis desejados e como eles serão medidos.

- **Planejamento do experimento**

Esta fase envolve a:

- Escolha da técnica experimental a ser usada no experimento;
- Escolha da variável de resposta;
- Definição do número de repetições e;
- Definição da ordem dos testes.

- **Condução do experimento**

Durante os experimentos, é vital monitorar o processo cuidadosamente, para garantir que tudo seja feito de acordo com os planos. Erro no procedimento experimental muito provavelmente invalidará o resultado do experimento.

- **Análise dos dados**

Métodos estatísticos são usados para analisar os dados para garantir que as conclusões sejam objetivas e fundamentadas. Os métodos estatísticos adicionam objetividade ao processo de tomada de decisão.

Deve-se ter em mente que os métodos estatísticos não são capazes de provar que um fator (ou fatores) tem um efeito particular. Ou seja, os métodos estatísticos, quando propriamente aplicados, nos permite medir o erro provável de uma conclusão com um certo grau de confiança.

- **Conclusões e recomendações**

Com os dados analisados, deve-se, a partir das inferências estatísticas, tirar conclusões práticas sobre os resultados e recomendar uma linha de ação. Métodos gráficos são bastante úteis na apresentação dos resultados.

Na definição de cada uma dessas etapas, deve-se ter em mente que a experimentação é um processo de aprendizagem, onde, inicialmente (e na tentativa de formular o problema), é formulada uma hipótese acerca de um sistema/processo, em seguida realiza-se um experimento para verificar esta hipótese, e com base nos resultados é formulado outra hipótese, e assim por diante.

Ou seja, a experimentação é um processo iterativo. Normalmente, é um grande engano planejar um único, grande e abrangente experimento no começo de um estudo.

Um experimento bem sucedido requer que se tenha conhecimento dos fatores preponderantes, a faixa sobre a qual esses fatores devem ser variados, os níveis e número de níveis para cada fator, e as unidades de medição apropriadas para cada fator. Normalmente não se tem a resposta para todas estas questões no início de um estudo, mas o conhecimento cresce na medida que o estudo/investigação avança, ou seja, conforme o programa de experimentação avança, alguns fatores de controle inicialmente estudados são deixados de lado, outros são incluídos no experimento, ou muda-se a faixa de exploração para alguns fatores. Consequentemente, experimentação é feita em sequência.

2.5.2 Planejamento fatorial

Ao planejar os experimentos industriais com a técnica fatorial, considera-se que todos os tratamentos da matriz experimental são realizados pela equipe responsável por esta atividade (BOX e BISGAARD, 1987). Segundo Button (2001), o planejamento fatorial é indicado para a fase inicial do procedimento experimental quando há necessidade de se definir os fatores mais importantes e estudar os efeitos sobre a variável resposta escolhida. Ainda, é um modelo de efeitos fixos, isto é, a análise dos efeitos provocados pelos fatores não pode ser transferida para outros níveis que não os analisados no planejamento.

Para ilustrar o procedimento dessa técnica considere-se um experimento com dois fatores (A e B), cada um desses parâmetros serão testados com "a" níveis para o fator A e "b" níveis para o fator B. Assim, nesse experimento existem (a x b) combinações de teste. A matriz de planejamento para o experimento fatorial de dois fatores de controle, nos níveis "a" e "b", é representada na Tabela 2.6. Essa organização também representa o caso geral do experimento fatorial de dois fatores, para uma resposta (y_{ijk}) observada quando o fator A está no i -ésimo nível ($i = 1, 2, \dots, a$). É importante ressaltar que as abn observações do experimento devem ser realizadas aleatoriamente (MONTGOMERY, 1991).

Tabela 2.6 – Experimento fatorial de dois fatores, caso geral (adaptado de MONTGOMERY, 1991).

		Fator B			
		Níveis	1	2
Fator A	1	$Y_{111}, Y_{112}, \dots, Y_{11n}$	$Y_{121}, Y_{122}, \dots, Y_{12n}$	$Y_{1b1}, Y_{1b2}, \dots, Y_{1bn}$
	2	$Y_{211}, Y_{212}, \dots, Y_{21n}$	$Y_{221}, Y_{222}, \dots, Y_{22n}$	$Y_{2b1}, Y_{2b2}, \dots, Y_{2bn}$
	:	:	:	:	:
	<i>a</i>	$Y_{a11}, Y_{a12}, \dots, Y_{a1n}$	$Y_{a21}, Y_{a22}, \dots, Y_{a2n}$	$Y_{ab1}, Y_{ab2}, \dots, Y_{abn}$

Segundo Devor et al. (1992) e Montgomery (1991), com o experimento organizado dessa forma é possível verificar se:

- A resposta é alterada significativamente quando muda o nível do fator A;
- A resposta é alterada significativamente quando muda o nível do fator B;
- A interação dos fatores (coluna x linha) altera significativamente a resposta.

Os autores também definem que o modelo estatístico do planejamento fatorial é dado pela Eq. (2.6).

$$y_{ijk} = \mu + \tau_i + \beta_j + (\tau\beta)_{ij} + \varepsilon_{ijk} \quad (2.6)$$

Onde:

- μ é a média dos resultados;
- τ_i é o efeito principal do fator A;
- β_j é o efeito principal do fator B;
- $(\tau\beta)_{ij}$ é o efeito da interação dos fatores A e B e;
- ε_{ijk} é o erro experimental

Um dos métodos que pode ser utilizado para determinar os coeficientes da Eq. (2.6) é a Análise de Variância (ANOVA), que também pode ser utilizada para verificar se esses efeitos são significativos nas repostas (DEVOR et al., 1992).

Para Button (2001), dentre as diversas vantagens da utilização do planejamento fatorial, destacam-se as seguintes:

- Redução do número de ensaios sem prejuízo da qualidade da informação;

- Estudo simultâneo de diversas variáveis, separando seus efeitos;
- Determinação da confiabilidade dos resultados;
- Realização da pesquisa em etapas, num processo iterativo de acréscimo de novos ensaios;
- Seleção das variáveis que influenciam um processo com número reduzido de ensaios;
- Representação do processo estudado através de expressões matemáticas e;
- Elaboração de conclusões a partir de resultados qualitativos.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

3.1 Introdução

Este capítulo tem como objetivo apresentar os materiais, equipamentos e planejamentos utilizados nos testes para investigar a influência das classes de metal duro microgrãos (TMG30 e CTS18D) utilizados na fabricação das fresas e dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço por dente e tipo de movimento da fresa) no fresamento de topo da superliga à base de níquel (Inconel[®] 718), sobre as características de usinabilidade (vida da ferramenta, potência de usinagem, temperatura de corte e acabamento superficial). Com isso foi possível obter comparações de desempenho entre as diferentes ferramentas e condições utilizadas. Os ensaios de usinagem foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

Antes de desenvolver os testes para atingir os objetivos propostos neste trabalho, foram realizados alguns pré-testes com a condição de corte inferior, sendo esta condição composta por baixo avanço e baixa velocidade de corte, e com a condição de corte superior, composta por alto avanço e alta velocidade de corte, com o objetivo de determinar parâmetros que proporcionassem vidas das ferramentas adequadas (nem muito elevadas, nem muito curtas) para que assim as condições de corte para as duas classes de metal duro (TM30 e CTS18D) utilizados nas fresas pudessem ser validadas. Assim foi possível verificar o comportamento na usinagem do material nestas duas condições de corte. A Figura 3.1 apresenta o fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes.

Após definidas as condições de corte citadas anteriormente (inferior e superior), deu-se prosseguimento para o desenvolvimento dos testes, cujo fluxograma é apresentado na Figura 3.2.

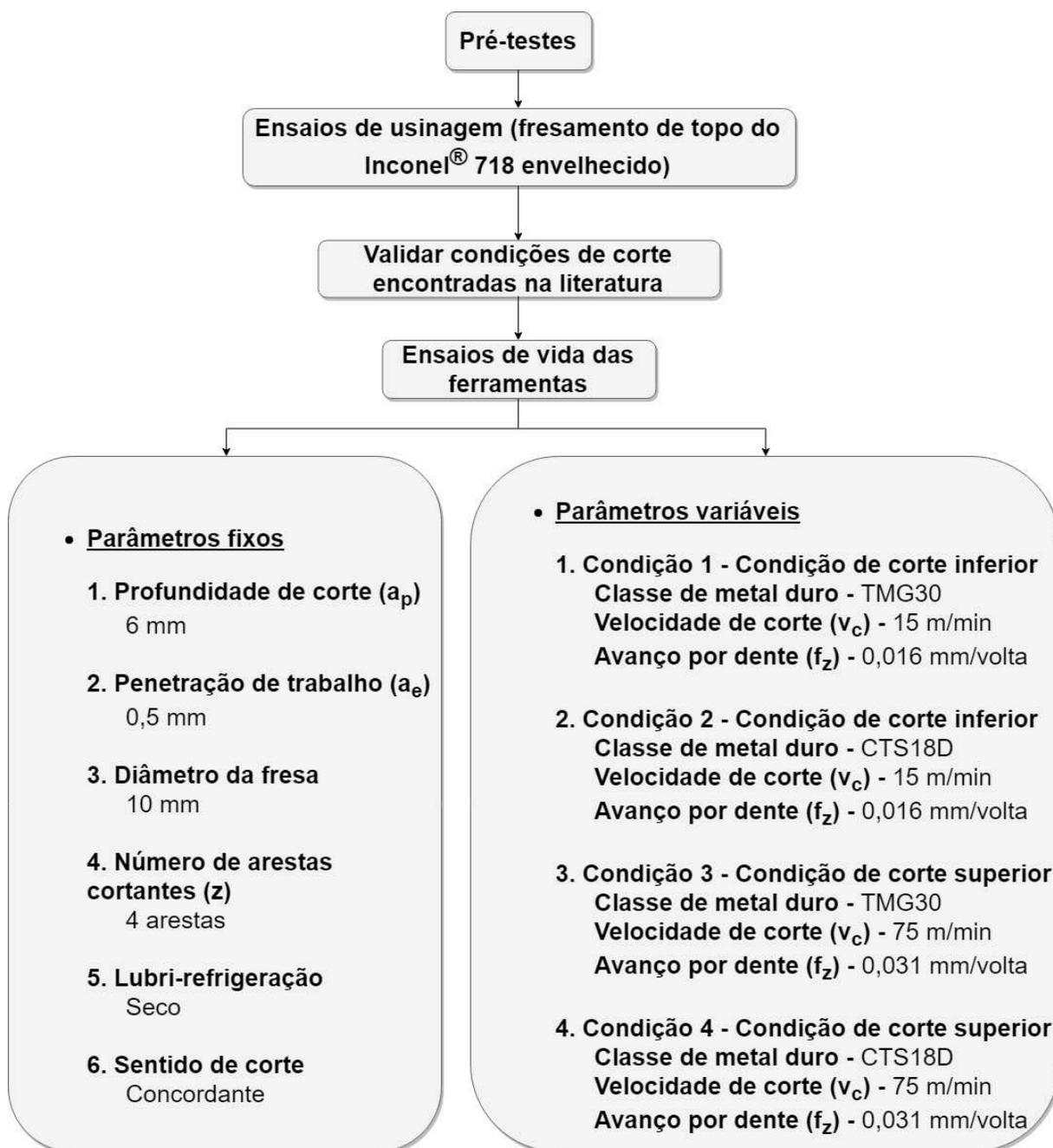


Figura 3.1 – Fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes.

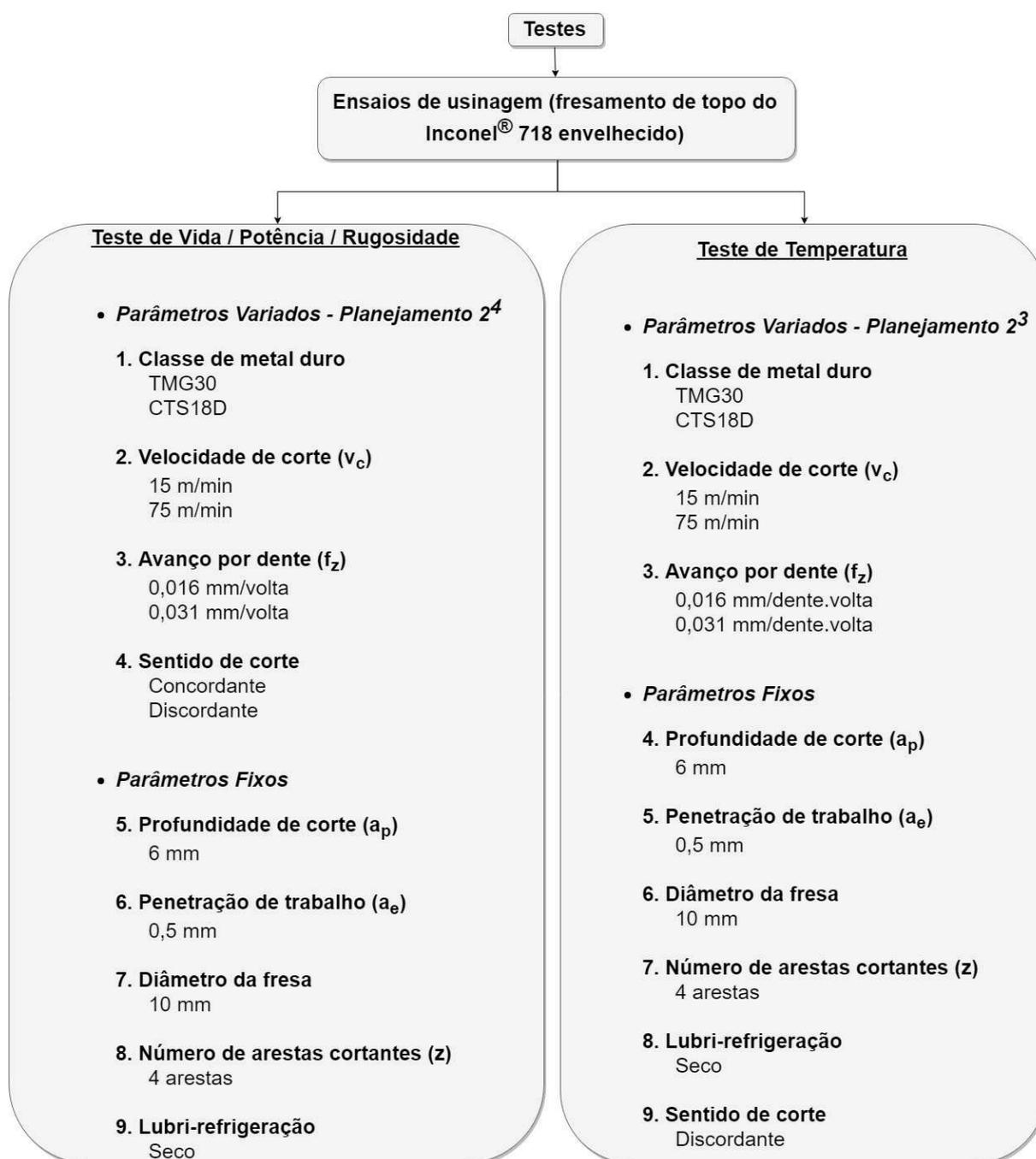


Figura 3.2 – Fluxograma das principais etapas dos ensaios experimentais do Inconel® 718.

3.2 Caracterização do Material da Peça

O material utilizado para esta investigação foi fornecido pela empresa Villares Metals S.A., com o nome comercial de INCONEL® VAT718A. Esta liga à base de níquel foi fornecida na condição envelhecida (utilizada nos pré-testes e nos testes). Foram fornecidas 3 barras chatas forjadas com comprimento de 305 mm, largura de 220 mm e altura de 98 mm.

A composição química e as propriedades mecânicas dos materiais são dadas nas Tabela 3.1 e Tabela 3.2, respectivamente. Essas informações foram fornecidas pela Villares Metals S.A.

Tabela 3.1 – Composição química da liga VAT718A (% Peso).

Material	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	Co	C
Envelhecido	54,50	17,80	17,50	4,98	3,03	0,91	0,51	0,45	0,018

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga VAT718A.

Material	Limite de escoamento _{0,2%} (MPa)	Tensão de ruptura (MPa)	Dureza (média) HRC
Envelhecido	1070	1262	43

Para realização da caracterização metalográfica do material (INCONEL® VAT718A) na Universidade Federal de Uberlândia, uma pequena amostra foi retirada de uma das barras chatas usinada durante os testes e os seguintes procedimentos foram realizados:

- Lixamento, utilizando lixas com a seguinte ordem de granulometria, mesh 80, 120, 220, 320, 400, 600 e por último 1200;
- Após lixada a amostra, foi polida utilizando primeiramente óxido de cromo com granulometria de 5 µm, seguida alumina com granulometria de 0,3 µm;
- Após o polimento a amostra foi atacada com Kallings 2, com objetivo de revelar os contornos de grão e precipitados na microscopia ótica (MO) e;
- Por último foi realizado a microscopia eletrônica de varredura (MEV), com o objetivo de analisar a composição dos precipitados do material.

Na Figura 3.3 é apresentada a microscopia ótica (MO) do material da peça (INCONEL® VAT718A), onde se observa a presença de contornos de grão e contornos de macla, bem como a existência de uma segunda fase precipitada de orientação coerente.

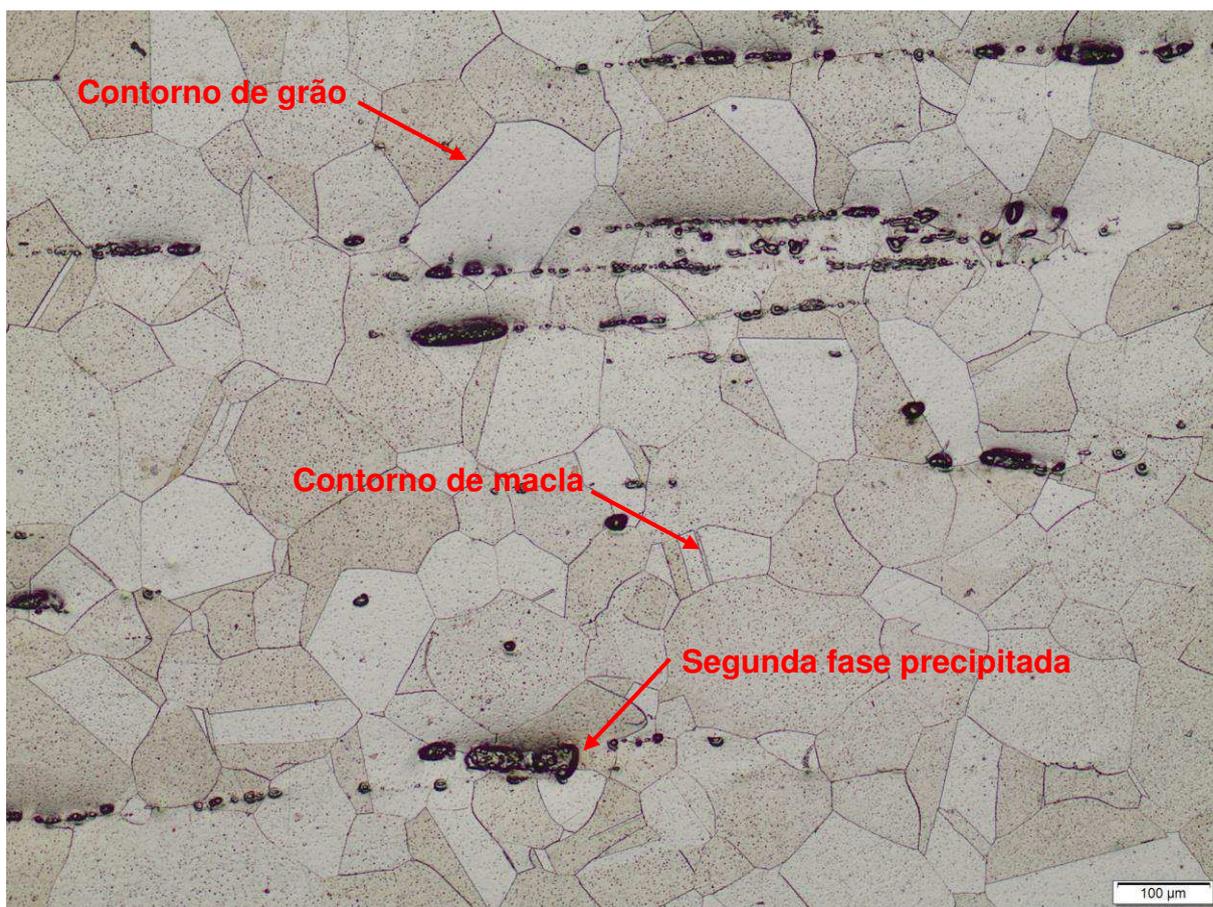


Figura 3.3 – Microscopia ótica (MO) do INCONEL® VAT718A.

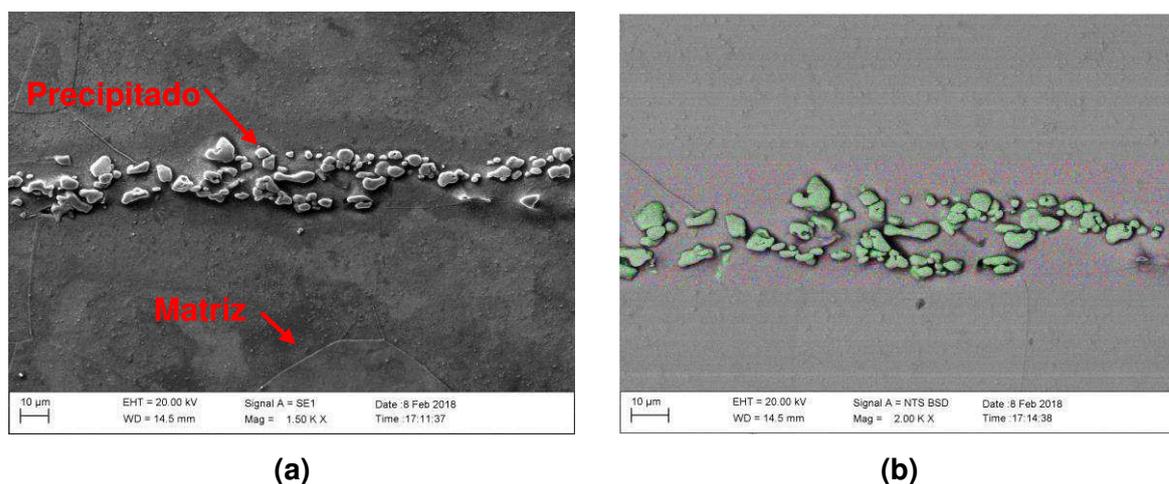


Figura 3.4 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) do INCONEL® VAT718A. (a) Elétrons secundários; (b) Elétrons retro-espalhados, sendo que a cor verde indica o nióbio, a cor azul indica o cromo e a cor vermelha indica o níquel.

Na Figura 3.4 é apresentada a microscopia eletrônica de varredura (MEV) do material da peça (INCONEL® VAT718A). Através de análises com elétrons secundários, conclui-se

que a segunda fase possui uma dureza diferente da matriz. Isso porque fases com durezas diferentes são desbastadas a taxas diferentes no polimento e lixamento, sendo este desnível topográfico ilustrado na Figura 3.4 (a). A Figura 3.4 (b) por sua vez detalha uma seção da Figura 3.4 (a), sendo identificada que a fase precipitada é um carboneto de nióbio ou uma fase $\gamma''(Ni_3Nb)$, conforme corrobora o detalhamento do EDS descrito na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Composição química encontrada por microscopia eletrônica de varredura utilizando elétrons retro-espalhados (% em massa).

Material	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	Co	C
Precipitado	7,42	2,74	0,52	57,9	0,23	3,38	1,11	0,04	26,66

Foram realizados testes de microdureza com carga de 0,5 kgf (carga aplicada por 30 segundos de endentação) na matriz e nos precipitados, bem como testes de macrodureza Vickers com carga de 100 kgf (carga aplicada por 30 segundos), analisando assim as duas fases em conjunto. Estes resultados estão expostos na Figura 3.5 a seguir:

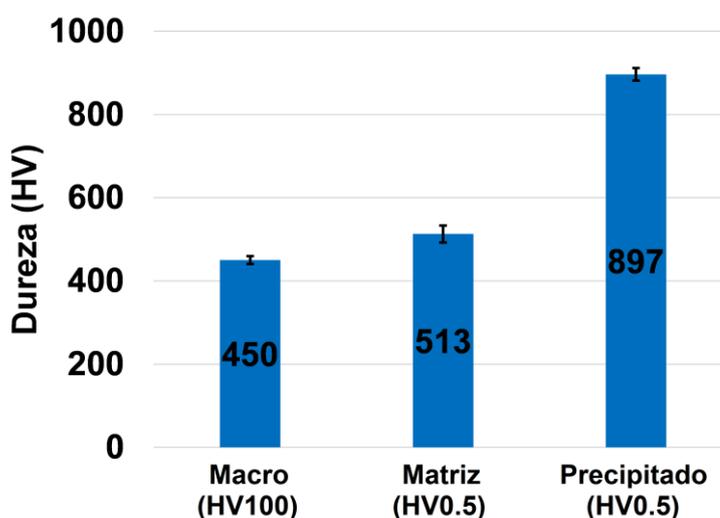


Figura 3.5 – Resultados dos ensaios de dureza no material.

Na microdureza, o precipitado apresentou, em média, uma dureza 1,75 vezes maior que a dureza da matriz. A macrodureza por sua vez apresentou um valor inferior a microdureza da matriz, sendo este fato explicado pela pequena presença volumétrica do precipitado quando comparado com a matriz. Além disso, as medições de microdureza apresentam uma maior influência da dureza oriunda da camada de óxido na superfície do material. De qualquer forma, a macro dureza do material (408 HV) é considerada elevada, o que dificulta muito a usinagem.

3.3 Máquina-ferramenta

Para os ensaios de vida da ferramenta de corte, potência de usinagem e temperatura no fresamento de topo da superliga à base de níquel Inconel® VAT718A foi utilizado o centro de usinagem ROMI Bridgeport Discovery 760 com potência de acionamento do eixo-árvore de 9 kW e rotação com variação contínua de 10 a 10000 rpm, pertencente ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

3.4 Ferramentas de corte

Para a execução dos testes deste trabalho, foram utilizadas ferramentas de metal duro microgrãos, onde os bastões de metal duro foram fornecidos pela empresa CERATIZIT América Latina e a fabricação das ferramentas (fresas) ficou à cargo da empresa OSG Sulamericana de Ferramentas Ltda. As características das classes de metal duro microgrãos utilizados na fabricação das ferramentas podem ser vistas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Características das classes de metal duro microgrãos utilizadas nos testes.

Classe do metal duro	Tamanho dos grãos μm	Cobalto %	Densidade g/cm³	TRS MPa	K_{IC} MPa.m^{1/2}
TMG30	0,50 – 0,80	10	14,40	3600	9,3
CTS18D	0,50 – 0,80	9	14,55	3600	10,7

As características das ferramentas de corte (fresas) utilizadas podem ser vistas na Tabela 3.5 e na Figura 3.6.

Tabela 3.5 – Características das ferramentas de corte (fresas) utilizadas nos testes.

		
Classe	TMG30	CTS18D
Ferramenta	Fresa de topo	Fresa de topo
Geometria	Helicoidal (30°)	Helicoidal (30°)
Diâmetro	10 mm	10 mm
Comprimento Total	55 mm	55 mm
Comprimento de Hélice	22 mm	22 mm
Número de arestas	4	4
Sentido de corte	Direita	Direita
Tolerância da haste	h6	h6
Tolerância da aresta de corte	h8	h8
Substrato	Metal duro microgrão	Metal duro microgrão
Revestimento	Sem revestimento	Sem revestimento

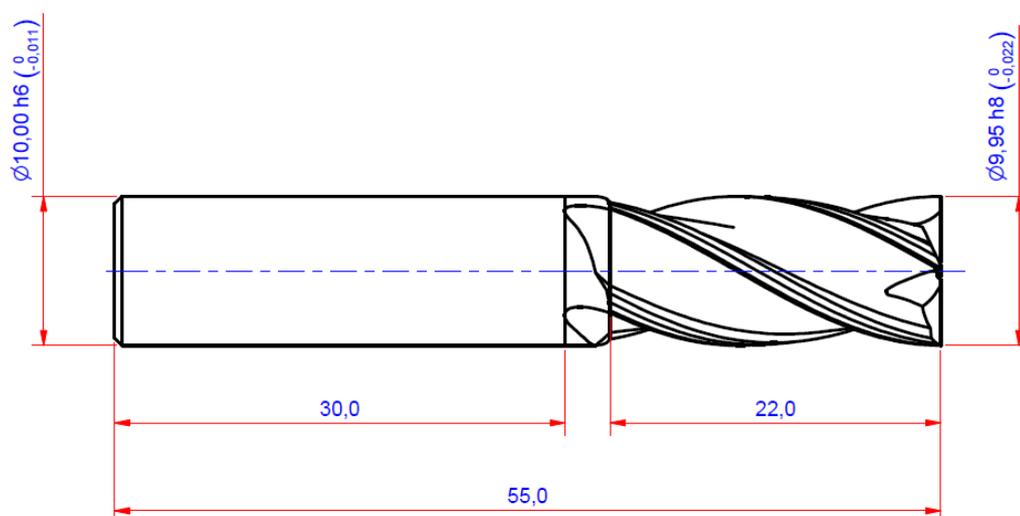


Figura 3.6 – Dimensões das fresas utilizadas nos ensaios.

As características das classes de metal duro (Tabela 3.4) foram fornecidas pela empresa CERATIZIT América Latina, já as características das ferramentas de corte (Tabela 3.5 e Figura 3.6) foram fornecidas pela empresa OSG Sulamericana de Ferramentas Ltda.

Na Figura 3.7 estão representadas as imagens obtidas através do uso do estereomicroscópio, da superfície de folga das fresas utilizadas nos ensaios. Nessas imagens é possível observar as arestas de corte principal das fresas novas.

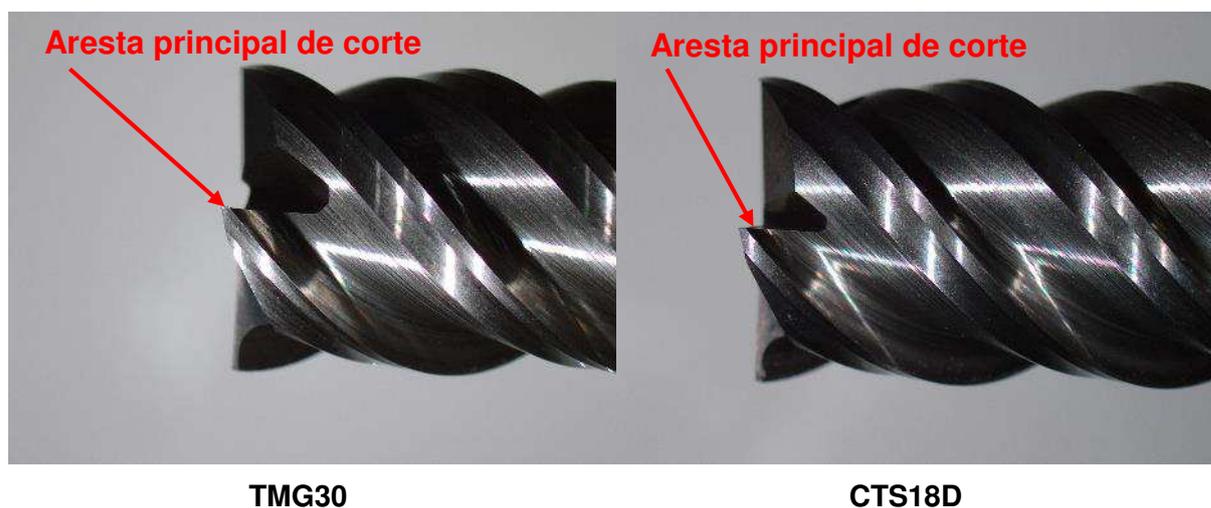


Figura 3.7 – Imagens das arestas principal de corte das ferramentas utilizadas nos ensaios obtidas através do estereomicroscópio.

Para realização da caracterização das ferramentas de metal duro microgrão (TMG30 e CTS18D) na Universidade Federal de Uberlândia, as ferramentas foram cortadas por eletroerosão a fio na região da haste, sendo os seguintes procedimentos realizados:

- As amostras foram polidas com o uso de pastas de diamante, utilizando-se pastas com a seguinte ordem de granulometria, 20 μm , 10 μm , 5 μm , 1 μm e por último 0,25 μm ;
- Após o polimento as amostras foram atacadas com uma solução de composição em volume de 90% de peróxido de hidrogênio (H_2O_2) e 10% de ácido nítrico (HNO_3), com objetivo revelar os contornos de grão por microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Na Figura 3.8 e na Figura 3.9 são apresentados as microscopias eletrônica de varredura (MEV) dos carbonetos de tungstênio das ferramentas analisadas. Através de análise de imagens observa-se que a amostra TMG30 apresenta carbonetos de tungstênio de tamanho mais uniforme quando comparada com a amostra CTS18D.

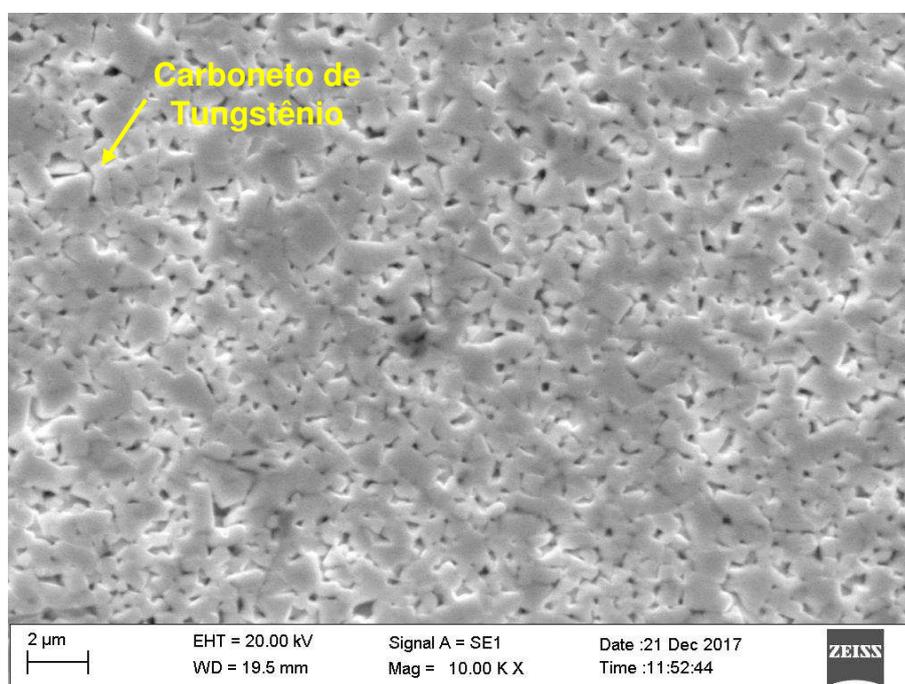


Figura 3.8 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) da ferramenta de metal duro microgrão classe TMG30.

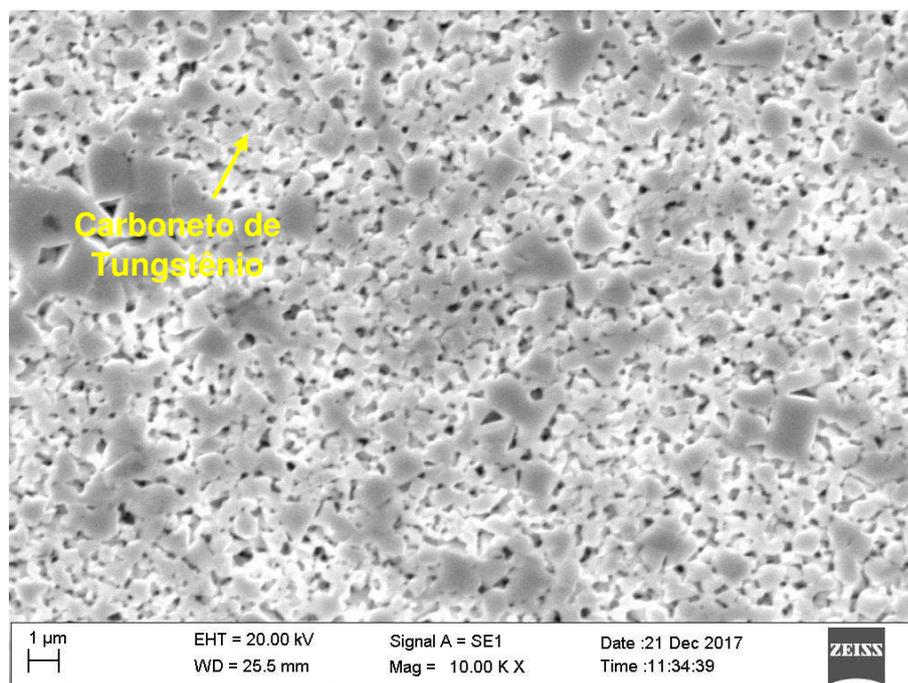


Figura 3.9 – Microscopia eletrônica de varredura (MEV) da ferramenta de metal duro microgrão classe CTS18D.

A dureza das ferramentas foi medida através de ensaios de dureza Vickers com uma carga de 2 kgf (utilizando 30 segundos para a endentação), sendo o resultado apresentado na Figura 3.10, mostrando que a ferramenta TMG30 apresenta uma dureza em média 3% maior que a CTS18D. Este resultado é explicado pela Figura 3.8 e pela Figura 3.9, onde observa-se que a ferramenta TMG30 apresenta uma uniformidade entre o tamanho dos grãos de WC ligeiramente superior à ferramenta CTS18D, bem como um maior percentual de área composta por carbonetos de tungstênio.

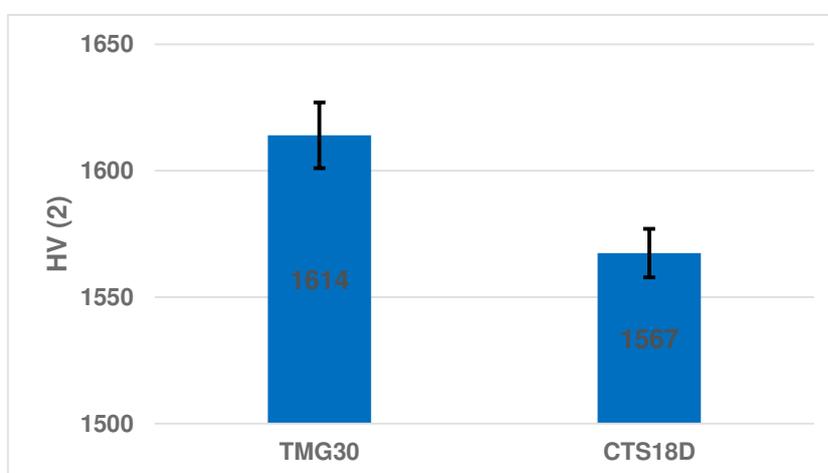


Figura 3.10 – Dureza média das ferramentas analisadas.

Para fixação das ferramentas de corte foi utilizado o suporte composto por um cone BT-40, com uma pinça FR-40 de 10 mm, de acordo com a norma DIN 6499. Na Figura 3.11 é apresentada as ferramentas montadas no suporte utilizado.



Figura 3.11 – Ferramenta (fresa) utilizada nos ensaios, montada no suporte.

3.5 Procedimento Experimental

Conforme mostrado no item 3.1, para a elaboração deste trabalho os seguintes os seguintes dados de saída foram adquiridos:

- Potência de usinagem;
- Acabamento superficial da peça;
- Desgaste da ferramenta de corte e;
- Temperatura de corte.

Todos estes dados foram adquiridos utilizando uma metodologia que consiste em medições periódicas dos dados de interesse em intervalos pré-determinados. A aquisição dos dados ocorria no primeiro ensaio de usinagem (305 mm de percurso de avanço), no terceiro ensaio de usinagem, e daí por diante a cada 3 ensaios, até que o critério de fim de vida fosse atingido. Na Figura 3.12 é apresentado um fluxograma para explicar a metodologia utilizada para aquisição dos dados.

Aquisições de dados podiam ocorrer em ensaios não programados caso o fim de vida estivesse próximo, e a realização de mais 3 ensaios fosse extrapolar muito o desgaste da ferramenta.

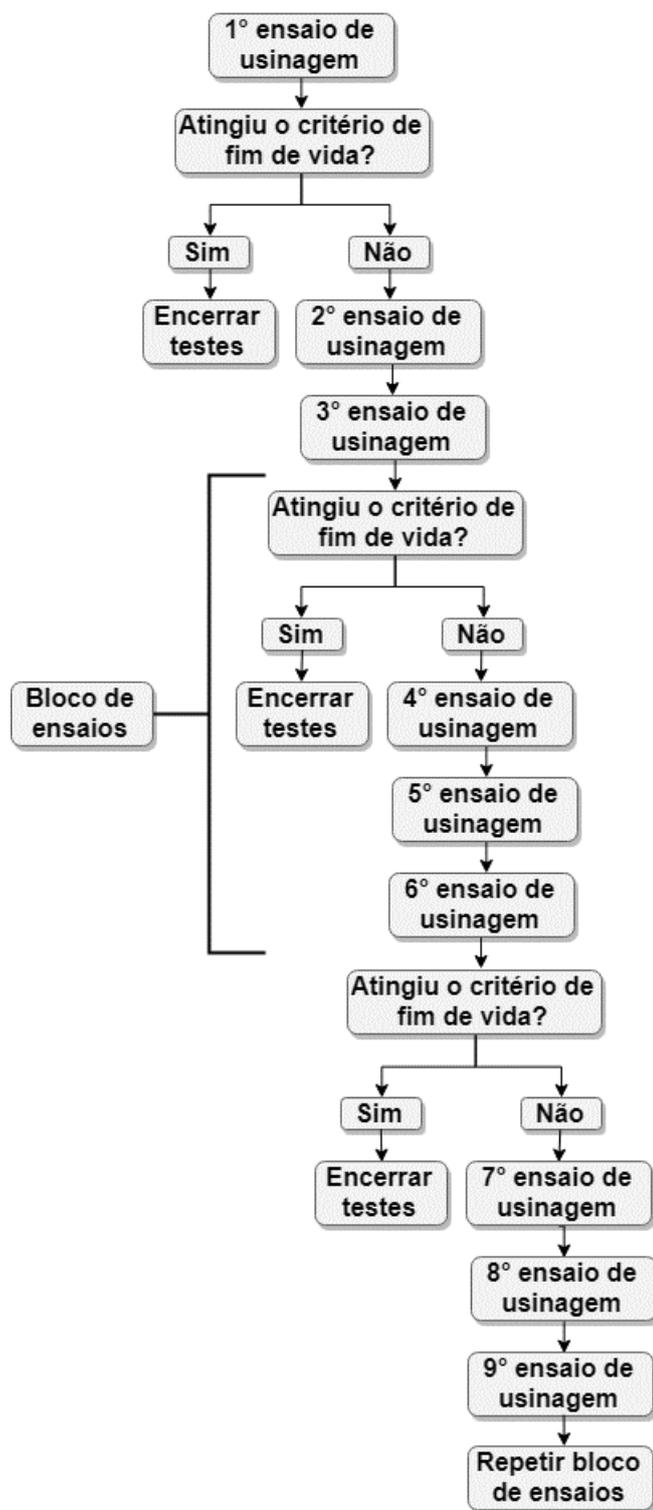


Figura 3.12 – Fluxograma mostrando a metodologia de aquisição de dados.

3.6 Parâmetros de saída

3.6.1 Medição da potência de usinagem

A medição da potência elétrica consumida pelo motor principal de acionamento do centro de usinagem ROMI Bridgeport Discovery 760 foi obtida de forma indireta através da medida da tensão e da corrente elétrica do motor de indução trifásico (9 kW), sendo que estas medidas foram obtidas através de dois sensores de efeito Hall em cada fase do acionamento do centro de usinagem. Um responsável pela medida da tensão e outro para a medida da corrente.

Para medir a corrente foi utilizado o sensor HAS 50-S da marca LEM, que engloba o condutor a ser medido, capacitando o campo magnético gerado pela corrente, e transformando o sinal em tensão, sendo que a amplitude da tensão de Hall varia com a corrente e o campo magnético. Este sensor está instalado dentro do painel elétrico.

Para a medição de tensão foi utilizado o sensor LV 20-P da marca LEM, que entra em paralelo com a diferença de potencial a ser medida, este sensor está instalado no interior da caixa do amplificador.

Os sinais adquiridos possuíam baixa intensidade e foram amplificados para aumentar a resolução e reduzir o ruído, utilizado para tanto um circuito para cada sensor, com amplificadores operacionais, capacitores e resistores (Figura 3.13). A taxa de aquisição foi de 10 kHz, em um tempo de 30 segundos.

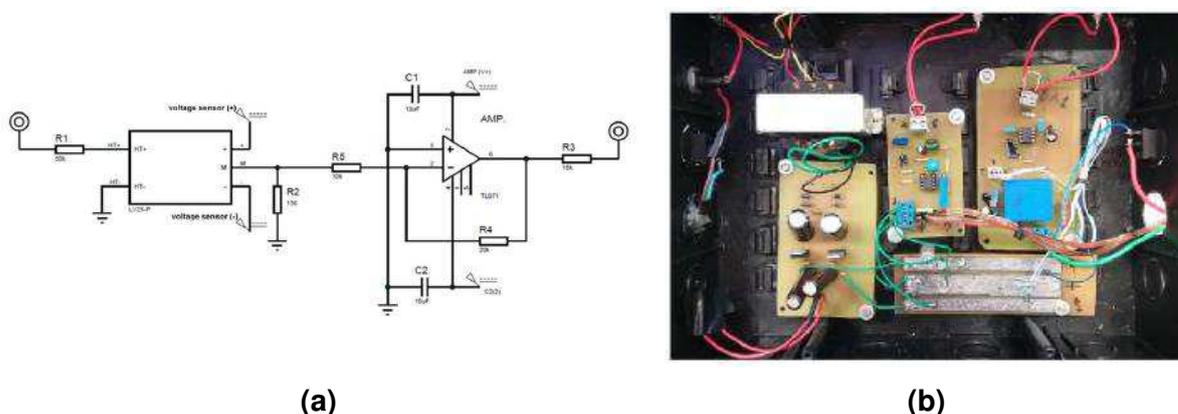


Figura 3.13 – Amplificação dos sinais adquiridos. (a) Esquema do circuito montado. (b) Circuito montado no interior da caixa do amplificador.

Os sinais elétricos gerados nos sensores e transdutores (sinais analógicos) necessitavam ser convertidos para o sinal digital. Esta conversão foi realizada através do uso de um conversor analógico/digital (A/D). O conversor utilizado foi o modelo NI USB-6211 da marca National Instruments.

Todo o sistema de medição da potência de usinagem pode ser resumido através do fluxograma apresentado na Figura 3.14.

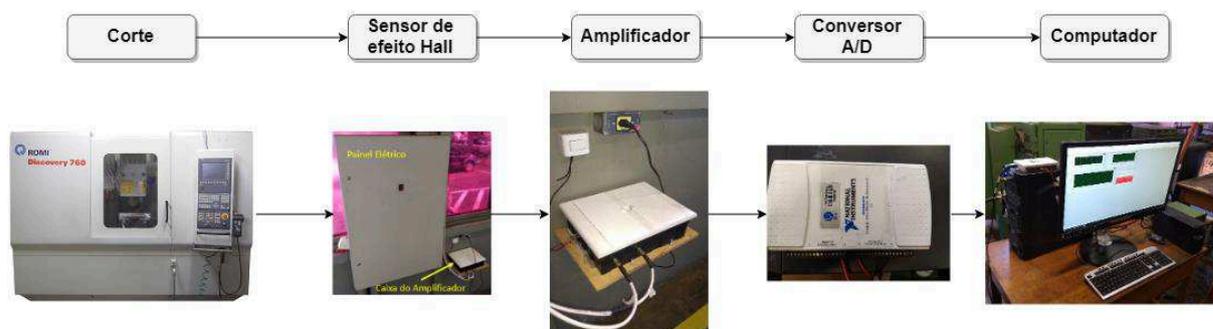


Figura 3.14 – Fluxograma do sistema de medição da potência de usinagem.

Tabela 3.6 – Planejamento 2⁴ utilizado para a medição de potência de usinagem, da rugosidade superficial e dos desgastes da aresta de corte.

Ferramenta (Classe de metal duro)	TMG 30 (nível -1) CTS 18D (nível +1)
Velocidade de corte (V_c) [m/min]	15 (nível -1) 75 (nível +1)
Avanço (f) [mm/rot.]	0,016 (nível -1) 0,031 (nível +1)
Tipo de fresamento	Concordante (nível -1) Discordante (nível +1)
Profundidade de corte (a_p) [mm]	6
Penetração de trabalho (a_e) [mm]	0,5
Condição de lubri-refrigeração	Seco
Diâmetro da fresa (d) [mm]	10
Número de arestas cortantes (z)	4 arestas
Tempo de aquisição do sinal de potência [s]	30

Para todas as condições avaliadas, foram realizados (testes, réplicas e trélicas), e foi utilizado um planejamento fatorial 2^4 , conforme mostrado na Tabela 3.6. Este planejamento se aplica a todos os testes, exceto ao teste de temperatura.

Na Figura 3.15 é apresentado de forma esquemática os parâmetros de a_p e a_e para o fresamento frontal.

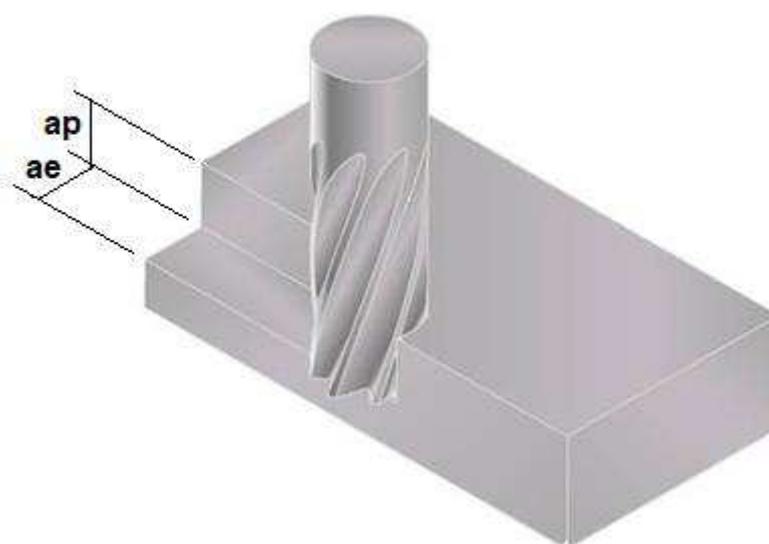


Figura 3.15 – Profundidade de corte e penetração de trabalho no fresamento frontal (adaptado de SUAREZ, 2008).

3.6.2 Medição da rugosidade superficial

Após períodos específicos de corte, conforme mostrado no item 3.5, a rugosidade superficial foi medida na superfície indicada, gerada pelas arestas principais de corte (Figura 3.16). Esta superfície, mesmo sendo uma superfície transiente, foi escolhida para a análise da rugosidade pois é uma superfície que a cada percurso da ferramenta se renova, não sendo afetada por percursos anteriores da ferramenta, além disso, a superfície principal de corte possuiria apenas 0,5 mm de espessura (valor de a_e) a cada novo percurso, sendo impossível a medida de rugosidade com o instrumento disponível.



Figura 3.16 – Detalhe da montagem do sistema de medição de rugosidade e detalhe da superfície onde a rugosidade foi medida.

Para a medição de rugosidade foi utilizado um rugosímetro de contato portátil, modelo S100, da marca Taylor Hobson, com ponta de diamante com raio de $0,2 \mu\text{m}$, conforme mostrado na Figura 3.17.



Figura 3.17 – Rugosímetro de contato portátil utilizado.

Foram coletadas 3 medidas de rugosidade a cada parada de usinagem, com um comprimento de amostragem de 4 mm para cada medida. Após a coleta dos dados brutos, os perfis foram linearizados e um filtro Gaussiano (*cut-off*) de $0,8 \mu\text{m}$ foi aplicado, calculando-se então os seguintes parâmetros de rugosidade:

- Rugosidade média (R_a);
- Rugosidade média dos 10 maiores picos (R_z) e;
- Fator de achatamento – Kurtosis (R_{ku}).

3.6.3 Medição do desgaste das ferramentas

Os seguintes critérios foram adotados para determinar o fim de vida da ferramenta de corte e conseqüentemente encerramento dos testes:

- Desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) $\geq 0,4$ mm;
- Desgaste de entalhe (VB_N) $\geq 0,6$ mm e;
- Falha catastrófica.

Estes critérios foram baseados na ISO 3685:1993.

Para análise do desgaste das ferramentas, as mesmas eram submetidas à análise no estéreo microscópio, onde a sua superfície de folga (hélice) e ponta eram fotografadas e as medições de desgaste eram realizadas. O monitoramento do desgaste foi feito através de um estéreo microscópio modelo SZ61, marca Olympus com ampliação máxima de 45x, microscópio este equipado com câmera modelo LC30, da marca Olympus. A captura das imagens foi obtida através do auxílio do software OLYMPUS Stream Start 2.2, pertencentes ao LEPU – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU. Na Figura 3.18 é apresentado o aparato utilizado para a medição do desgaste das ferramentas.



Figura 3.18 – Estéreo Microscópio utilizado para medição do desgaste nas ferramentas de corte.

Objetivando uma análise mais detalhada da região desgastada da aresta de corte das ferramentas utilizadas, bem como determinar os mecanismos de desgastes atuantes, após os

ensaios as mesmas foram levadas ao MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) no qual eram fotografadas para análise posterior. Nesta etapa foi possível também fazer uma análise química para verificar a presença de material aderido na superfície da ferramenta utilizando o EDS (Espectroscopia por Dispersão de Energia). A análise foi realizada utilizando um MEV modelo EVO MA10, fabricado pela empresa Zeiss e EDS modelo INCAx-act 51-ADD0048 fabricado pela empresa Oxford Instruments. Estes equipamentos pertencem à Faculdade de Engenharia Química da UFU. Como em algumas das ferramentas foi verificada a presença de material aderido, estas passaram por uma limpeza química com uma solução de 10% de HCl (ácido clorídrico) para a retirada desse material e, posteriormente, foram feitas novas análises para observar os mecanismos de desgaste atuantes.

3.6.4 Medição da temperatura de corte

Para a medição da temperatura de corte durante os testes foi utilizado a câmera termográfica infravermelha, modelo A325 da marca FLIR Tools, com resolução de 320 x 240 pixels e uma precisão de ± 2 °C, este equipamento pode ser visto na Figura 3.19.



Figura 3.19 – Montagem da câmera termográfica infravermelha utilizada para medição da temperatura de corte.

Antes dos testes, a peça de Inconel[®] 718 foi pintada com uma tinta da cor preto fosco, conforme mostrado na Figura 3.20. Esta pintura foi realizada com o intuito de reduzir a refletividade e permitir que a emissividade da peça fosse ajustada em $\epsilon = 0,95$, previamente investigado por Da Silva et al. (2018).

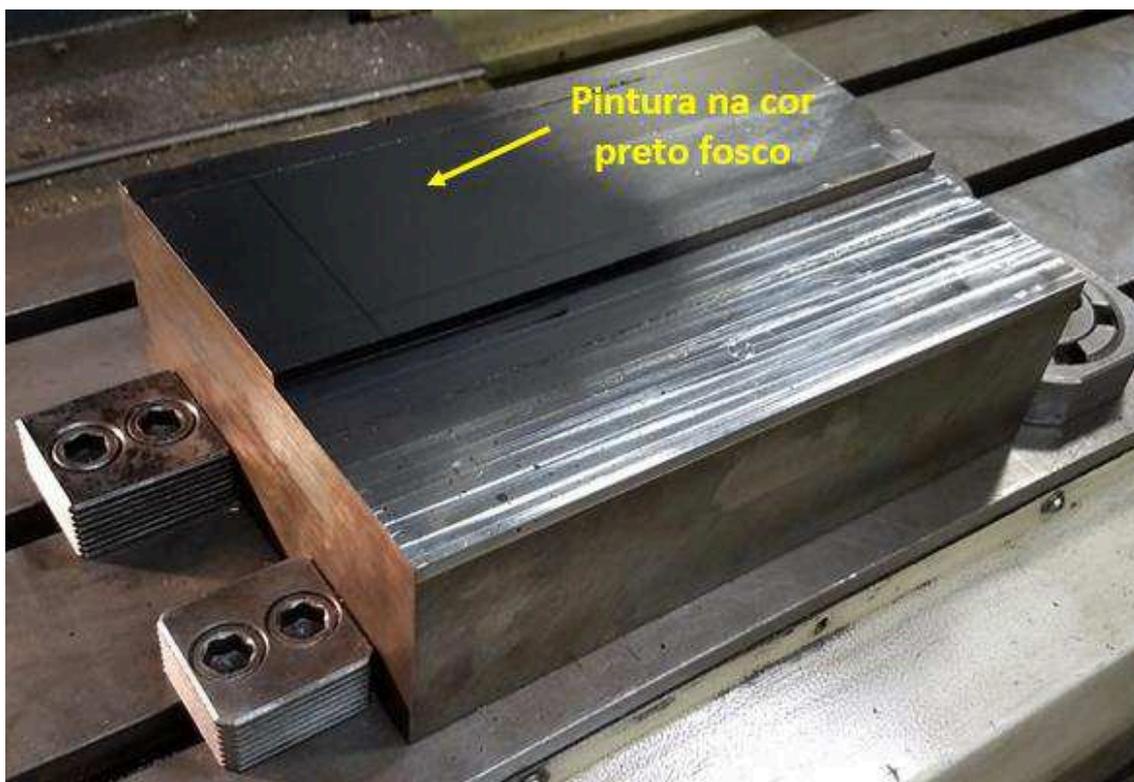


Figura 3.20 – Superfície da peça pintada na cor preto fosco para reduzir a reflexibilidade.

A câmera foi fixada à direita da peça de Inconel[®] 718 na mesa de trabalho do centro de usinagem, de modo que a distância relativa entre a câmera e a peça fosse mantida constante em 400 mm, evitando assim qualquer perda focal.

Para todas as condições avaliadas não houve repetição, e foi utilizado um planejamento fatorial 2^3 , conforme mostrado na Tabela 3.7.

As imagens térmicas foram adquiridas a uma taxa de 30 quadros por segundo durante os ensaios. Após os testes, cada quadro foi convertido em uma matriz e, utilizando um algoritmo programado em MATLAB[®], a temperatura máxima foi identificada durante o teste e seu comportamento é observado na Figura 3.21.

Vale lembrar que os testes de temperatura foram realizados de forma concomitantes com os demais testes, sendo assim, seguem o mesmo critério de encerramento dos testes descritos anteriormente.

Tabela 3.7 – Planejamento 2³ utilizado para a medição da temperatura de corte.

Ferramenta (Classe de metal duro)	TMG 30 (nível -1) CTS 18D (nível +1)
Velocidade de corte (v_c) [m/min]	15 (nível -1) 75 (nível +1)
Avanço (f) [mm/rot.]	0,016 (nível -1) 0,031 (nível +1)
Tipo de fresamento	Discordante
Profundidade de corte (a_p) [mm]	6
Penetração de trabalho (a_e) [mm]	0,5
Condição de lubri-refrigeração	Seco
Diâmetro da fresa (d) [mm]	10
Número de arestas cortantes (z)	4 arestas

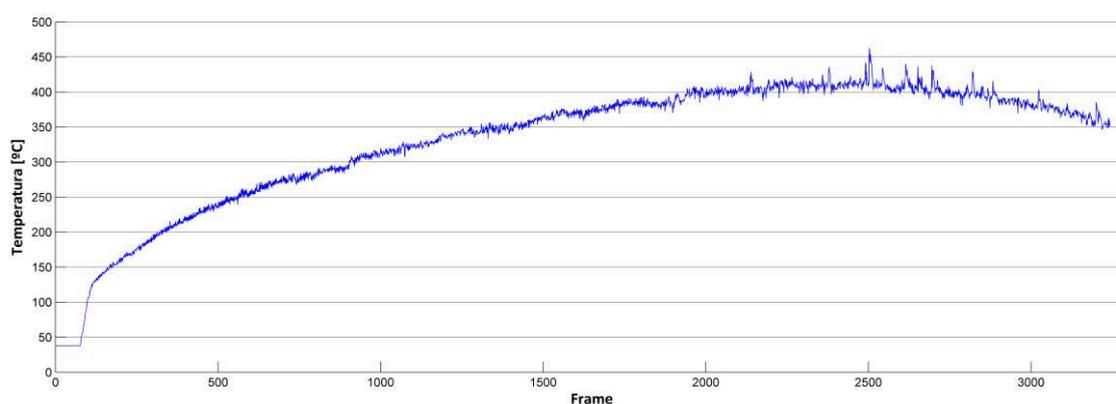


Figura 3.21 – Compartimento da temperatura máxima atingida durante os testes de temperatura.

Na Figura 3.21 pode-se perceber que a temperatura se inicia em cerca de 30°C, sendo esta a temperatura ambiente durante a realização dos testes. Logo que o corte se inicia a temperatura começa a subir, até atingir um patamar máximo, que se mantém de certa forma constante, até começar a cair novamente.

Este comportamento ocorre pois a câmera é focada em um ponto fixo que inicialmente está afastado da zona de corte e está medindo a temperatura ambiente (30 °C), conforme a ferramenta avança em direção ao ponto onde a câmera térmica está focada, a temperatura medida começa a aumentar devido ao calor conduzido pela peça, de tal forma que quanto mais próximo o foco está da ferramenta, maior é a temperatura medida. No momento onde a câmera térmica foca na zona de corte, atinge-se o patamar de temperatura máxima. Após a passagem da zona de corte a temperatura começa a cair pois a temperatura registrada neste momento é a temperatura de áreas adjacentes à zona de corte. Na Figura 3.22 é apresentado de forma esquemática a montagem do termocâmera para a medição da temperatura durante o corte e também é apresentado a localização do ponto focal da termocâmera, que obviamente muda de posição com o movimento da mesa da CNC.

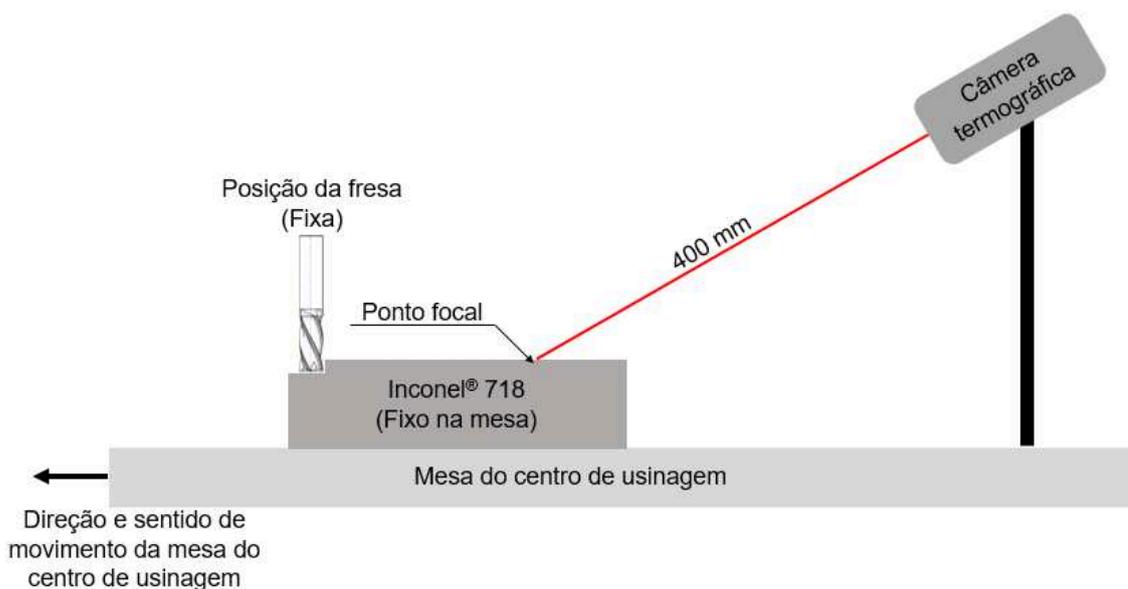


Figura 3.22 – Esquema da montagem da termocâmera e determinação da posição do ponto focal da termocâmera.

As temperaturas que constam neste trabalho foram conseguidas através de uma média de 500 valores de temperatura obtidas no patamar de temperatura máxima.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados do presente trabalho. Conforme ilustrado na Figura 3.2, os resultados serão divididos em:

- Testes de Vida da Ferramenta / Potência / Rugosidade e;
- Testes de Temperatura.

4.1 Testes de Vida da Ferramenta / Potência / Rugosidade

A fim de facilitar a comparação entre os dados, as condições de usinagem seguirão o padrão da Eq. ((4.1):

$$W, X, Y V_c, Z f \quad (4.1)$$

Onde:

- W – representa a direção de corte (C para concordante e D para discordante);
- X – representa a classe de metal duro da ferramenta (T para TMG30 e C para CTS18D);
- Y – representa o valor da velocidade de corte em m/min e;
- Z – representa o valor do avanço em mm/volta.

Por exemplo, o padrão **C, T, 15V_c, 0,063f** indica o uso de direção de corte **concordante**, com ferramenta de metal duro da classe **TMG30**, velocidade de corte de **15 m/min** e avanço de corte de **0,063 mm/volta**.

Na Figura 4.1 é apresentado o resultado da vida das ferramentas (volume de material removido em mm^3) em função das diferentes condições de corte. Na Tabela 4.1 é apresentada a análise de variância para os dados em questão, considerando um intervalo de confiança de 95%.

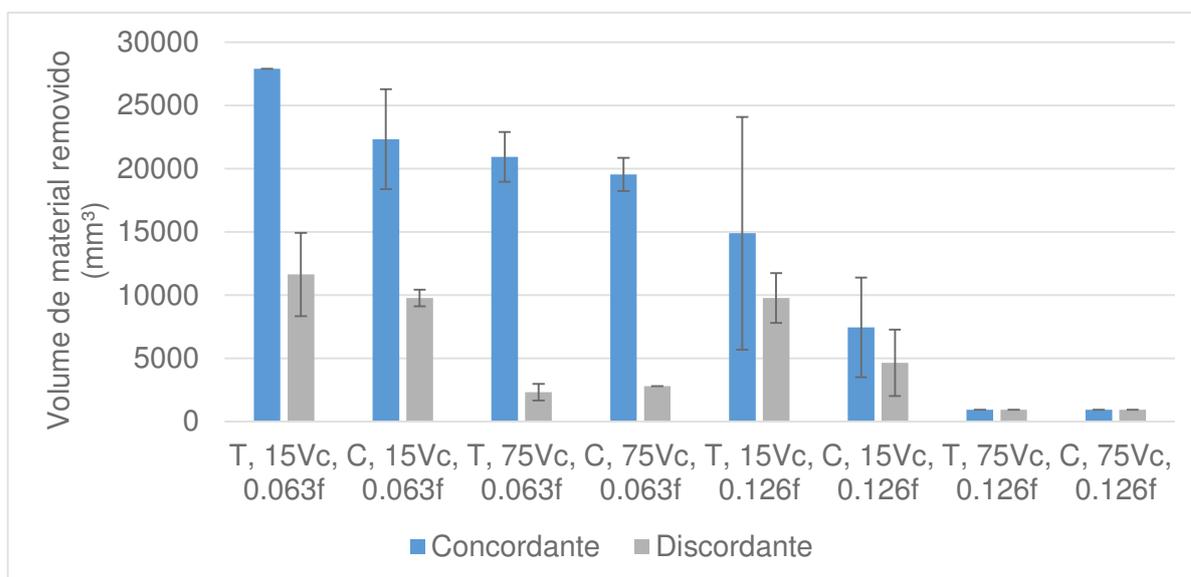


Figura 4.1 – Vida das ferramentas em função do volume de material removido em mm^3 .

Tabela 4.1 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao volume de material usinado, com confiabilidade de 95%.

	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Direção	1	375.39	375.39	0.003
Vc	1	252.02	252.02	0.01
f	1	425.39	425.39	0.002
Ferramenta	1	31.64	31.64	0.292
Erro	11	284.17	25.83	
Total	15	1368.61		

A partir da análise de variância apresentada na Tabela 4.1, foi possível constatar que a velocidade de corte, o avanço e a direção de corte são fatores significativos no processo, já que para $p \leq 0,05$ a variável é significativa. Já a classe de metal duro da ferramenta, não se mostrou impactante no resultado da vida da ferramenta, sendo a provável explicação, o fato das propriedades de ambas as classes (TMG30 e CTS18D) serem muito próximas (Tabela 3.4), sendo que a diferença de dureza é de apenas 3%, conforme mostrado na Figura 3.10.

Estes resultados podem ser melhor visualizados utilizando o gráfico de Pareto apresentado na Figura 4.2 (onde a linha vermelha demonstra a confiabilidade de 95%), onde se tem como ordem decrescente de influência no processo:

- Avanço;
- Direção de corte e;
- Velocidade de corte.

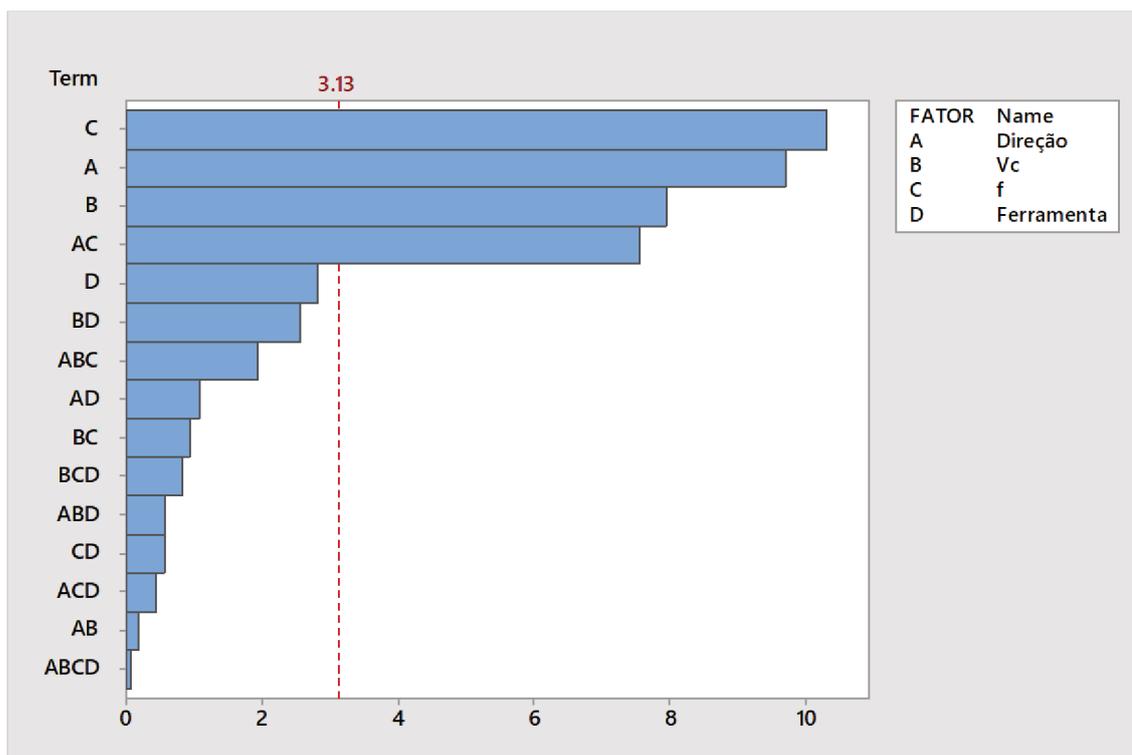


Figura 4.2 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao volume usinado.

Observa-se que a interação do avanço com a direção de corte também apresenta um impacto significativo no processo. Segundo Machado et al. (2015), a espessura do cavaco na saída do corte tem papel importante no processo, influenciando a vida da ferramenta, e esta é dependente tanto do avanço como do tipo de corte (concordante ou discordante). O aumento da espessura de corte, gera um aumento nas temperaturas e nos esforços no fim do ciclo de corte, contribuindo assim, pela ocorrência tanto da adesão quanto do micro lascamento da aresta de corte, conforme apresentado na Figura 4.3. No corte concordante, a adesão de material na ferramenta de corte também está presente, mas em menor intensidade, aparecendo também o mecanismo de desgaste por difusão e o lascamento, conforme é mostrado na Figura 4.4.

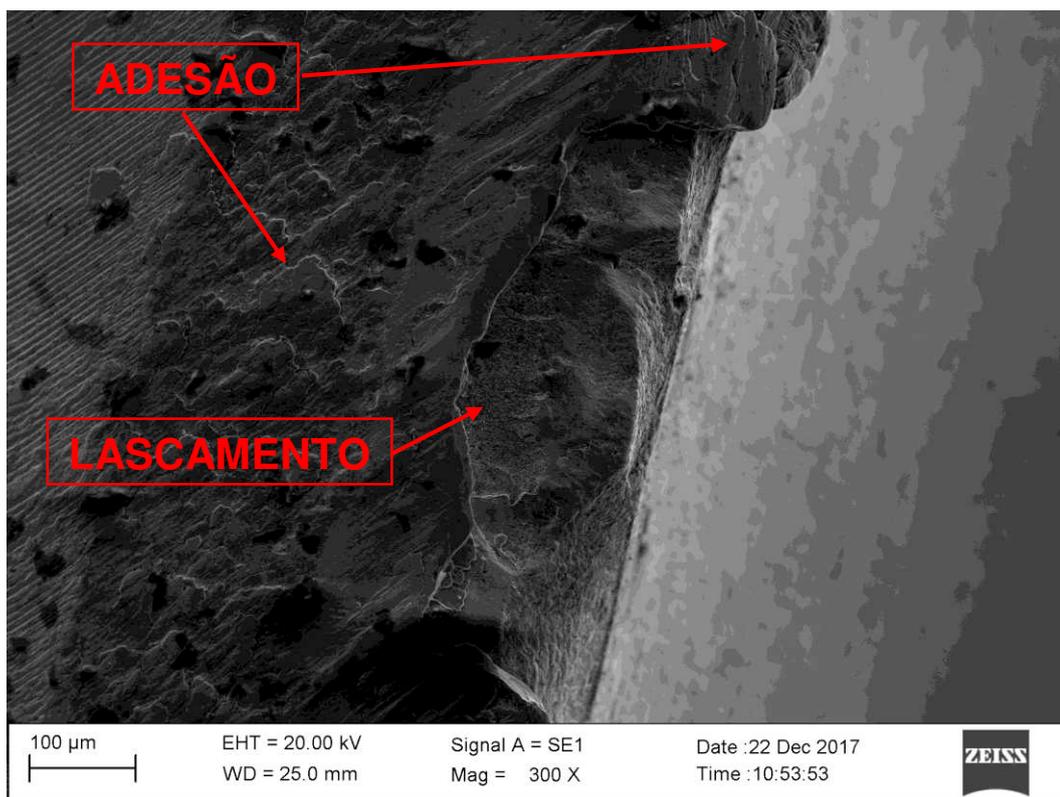


Figura 4.3 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição do teste D, T, 75V_c, 0.126f.

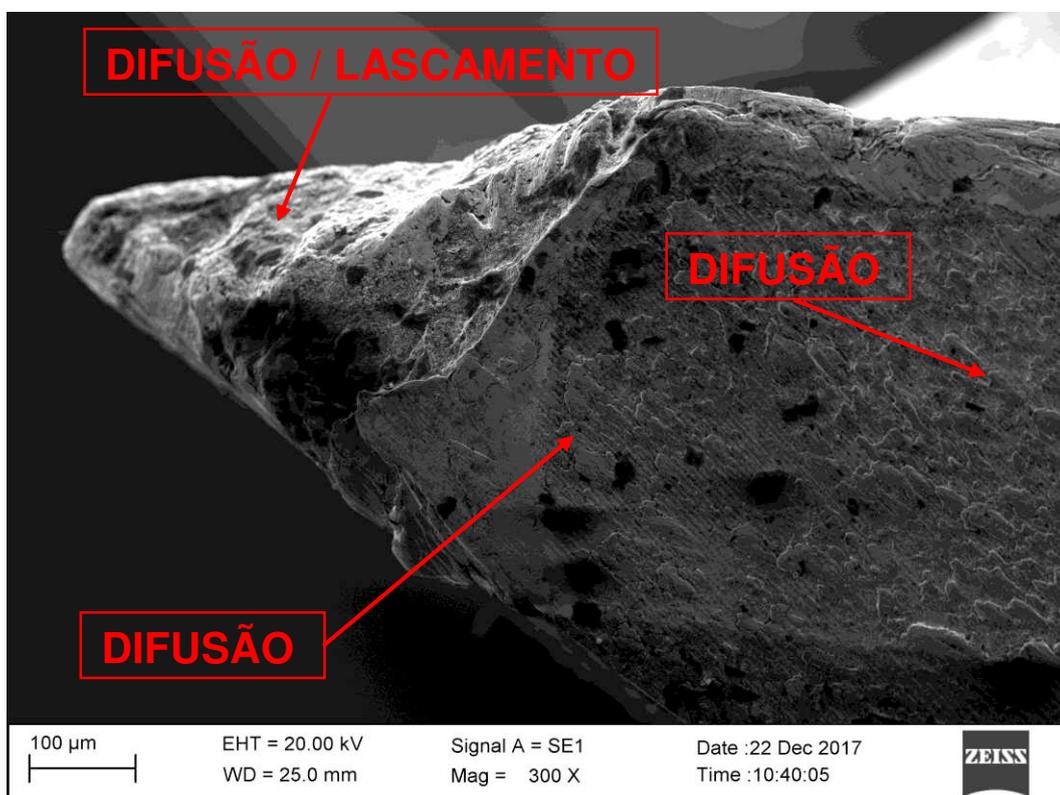


Figura 4.4 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição do teste C, T, 75V_c, 0.126f.

Para as condições de corte mais brandas, as ferramentas com classe de metal duro TMG30 se mostraram superiores às CTS18. A sua dureza é ligeiramente superior à classe CTS18, além de apresentar maior homogeneidade dos grãos de WC, o que pode explicar este resultado.

Na Figura 4.5 é apresentado o resultado da vida das ferramentas (tempo de usinagem em segundos) em função das diferentes condições de corte.

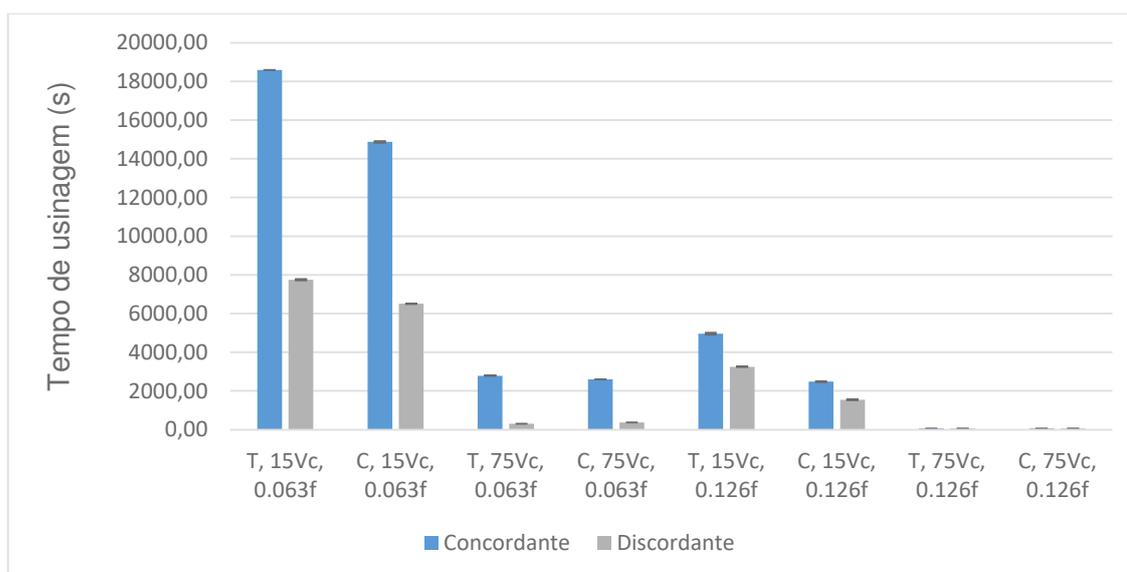


Figura 4.5 – Vida das ferramentas em função do tempo de usinagem.

Na Tabela 4.2 é apresentada a análise de variância para os resultados de vida da ferramenta dado em tempo de corte em segundos, considerando um intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.2 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao tempo de usinagem, com confiabilidade de 95%.

	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Direção	1	44042537	44042537	0.067
Vc	1	179667888	179667888	0.002
f	1	106581510	106581510	0.009
Ferramenta	1	5359888	5359888	0.493
Erro	11	117235013	10657728	
Total	15	452886837		

Estes resultados podem ser melhor visualizados utilizando o gráfico de Pareto apresentado na Figura 4.6.

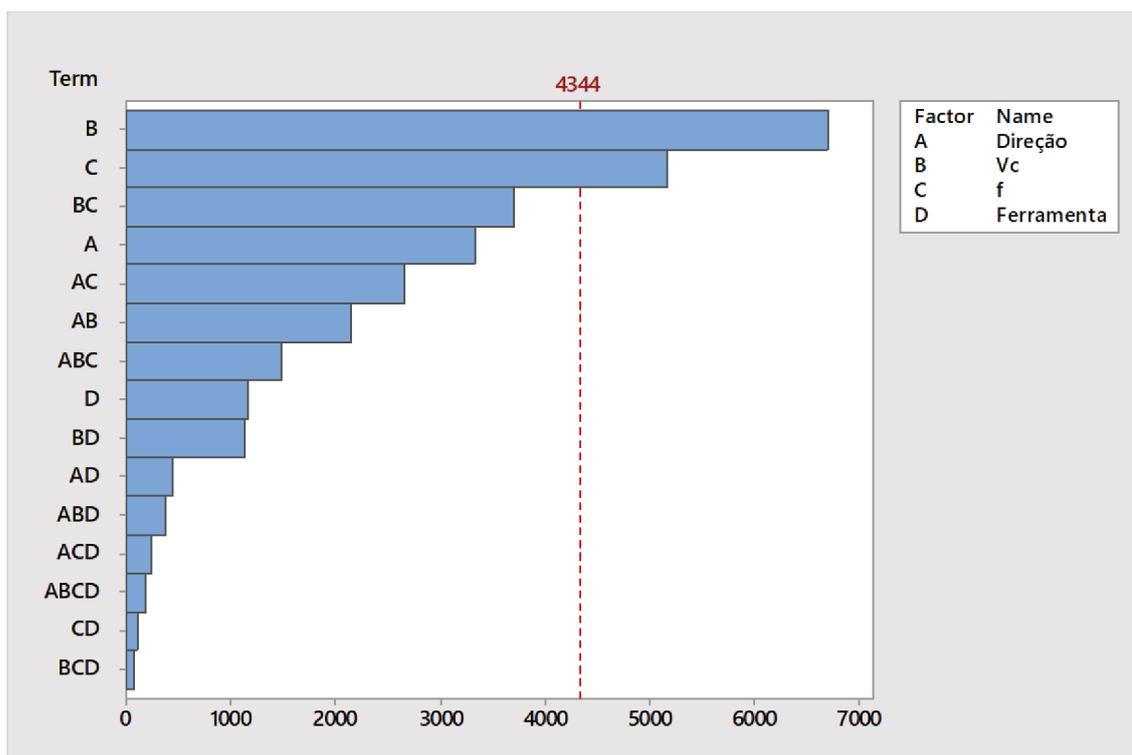


Figura 4.6 – Gráfico de Pareto para análise dos efeitos das variáveis de entrada em relação ao tempo de usinagem.

Observa-se que em relação ao tempo de usinagem apenas a velocidade de corte e o avanço são fatores estatisticamente relevantes. A velocidade de corte se mostrou o parâmetro mais significativo em relação ao tempo de usinagem, pois a velocidade de corte possui uma relação direta com o desgaste das ferramentas, sendo, normalmente o parâmetro mais influente (MACHADO et al., 2015).

Levando-se em consideração o tempo de usinagem, assim como quando considerando o volume removido, nas condições mais brandas as ferramentas da classe de metal duro TMG30 apresentaram desempenho superior em relação as ferramentas da classe de metal duro CTS18D.

Uma vez que os ensaios nas condições de corte mais severas a vida da ferramenta é muito curta, podendo mascarar a influência de certos parâmetros na análise global, desconsiderou-se as condições mais severas de usinagem e repetiu-se os tratamentos estatísticos.

Na Tabela 4.3 e na Figura 4.7 é apresentada a análise de variância para os dados em questão, considerando um intervalo de confiança de 95% e o gráfico de Pareto, respectivamente, desconsiderando os resultados do tempo de usinagem para as condições mais severas.

Tabela 4.3 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação ao tempo de usinagem, com confiabilidade de 95%, desconsiderando os resultados das condições mais severas.

	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Direção	1	58723382	5.9E+07	0.201
Vc	1	216653949	2.2E+08	0.001
f	1	157280295	1.6E+08	0.002
Ferramenta	1	7146518	7146518	0.331
Erro	7	45829439	6547063	
Total	11	364151365		

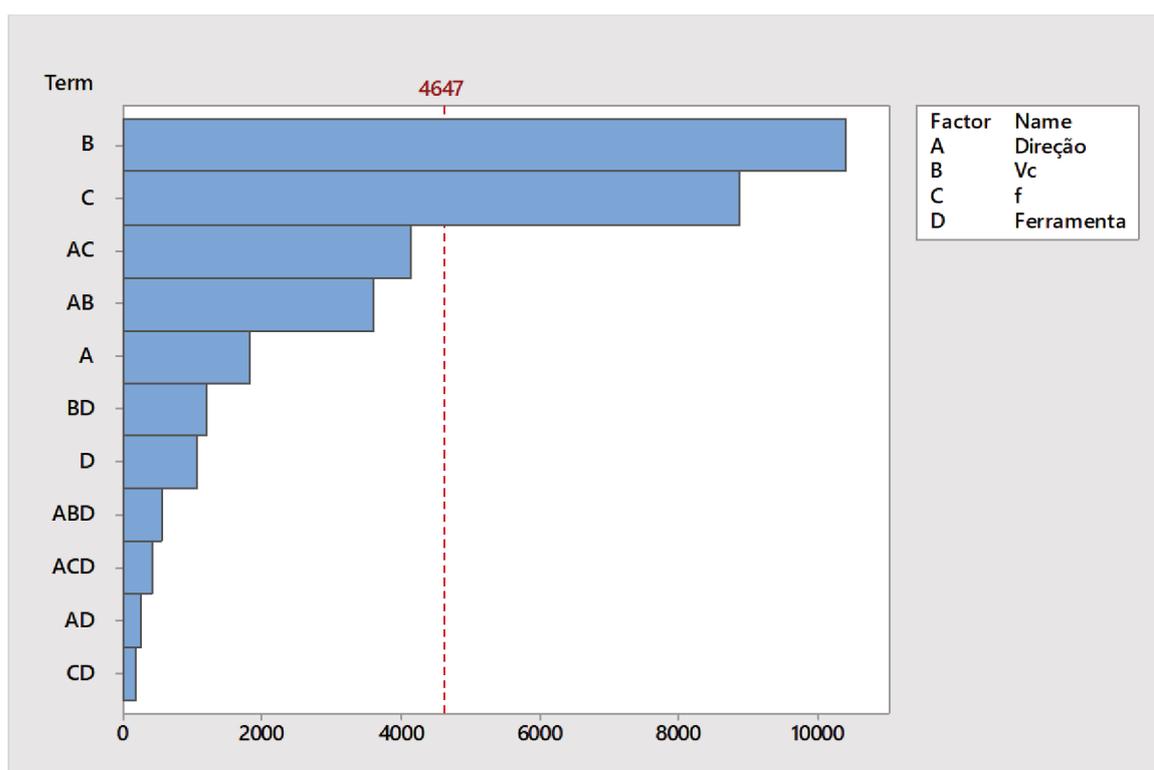


Figura 4.7 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao tempo de usinagem, desconsiderando os resultados das condições mais severas.

A partir da Tabela 4.3 e da Figura 4.7, observa-se que a velocidade de corte e o avanço continuam sendo as variáveis significativas no processo, uma vez que estas duas variáveis são as que ditam o tempo de usinagem.

Os mecanismos de desgaste observados em cada uma das condições podem ser avaliados da Figura 4.8 até a Figura 4.13. Observa-se que o mecanismo de desgaste dominante para as condições de menor velocidade de corte foi o micro-lascamento (Figura 4.8 e Figura 4.9). Ele ocorre pelas colisões entre a aresta principal de corte e componentes de elevada dureza, como regiões encruadas ou precipitados de nióbio (Figura 3.4). Nas

condições de menor velocidade, a temperatura é menor e as forças de usinagem maiores (MACHADO et al., 2015). Isto coloca o processo de colisão das arestas de corte com a peça mais crítico. Com o aumento da velocidade de corte e consequente aumento da temperatura na interface Cavaco – Ferramenta - Peça observou-se uma redução nos micro-lascamentos da aresta de corte das ferramentas e a evolução dos mecanismos de desgaste adesivo, abrasivo e difusivo (Figura 4.10, Figura 4.11, Figura 4.12 e Figura 4.13).

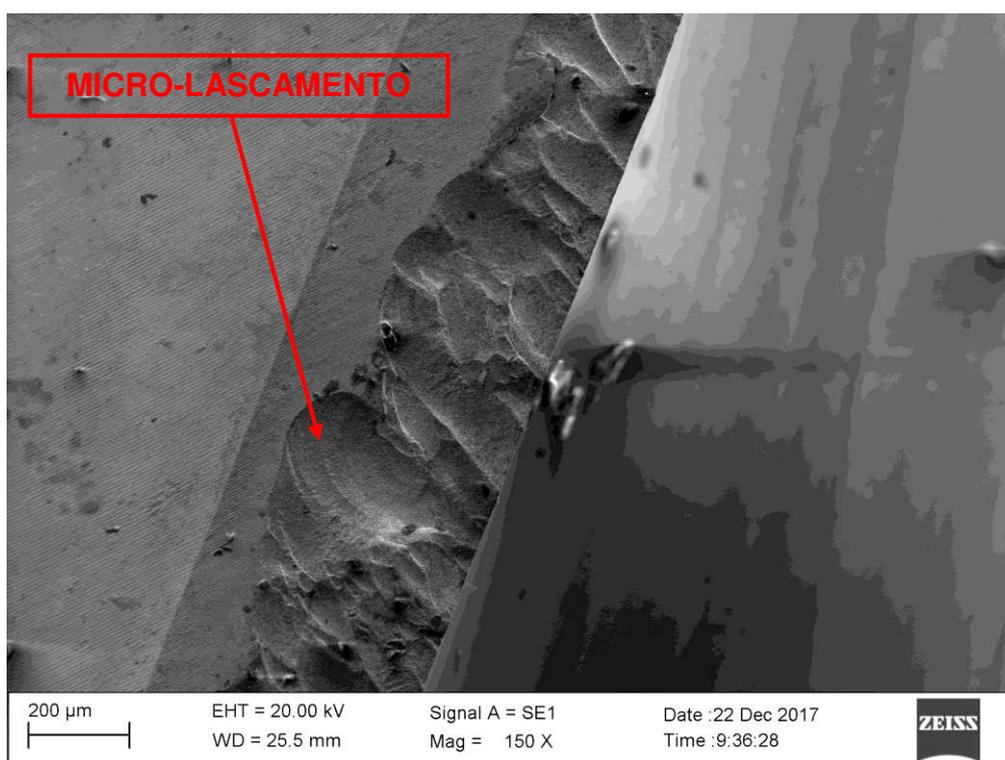


Figura 4.8 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, T, 15V_c, 0,126f.

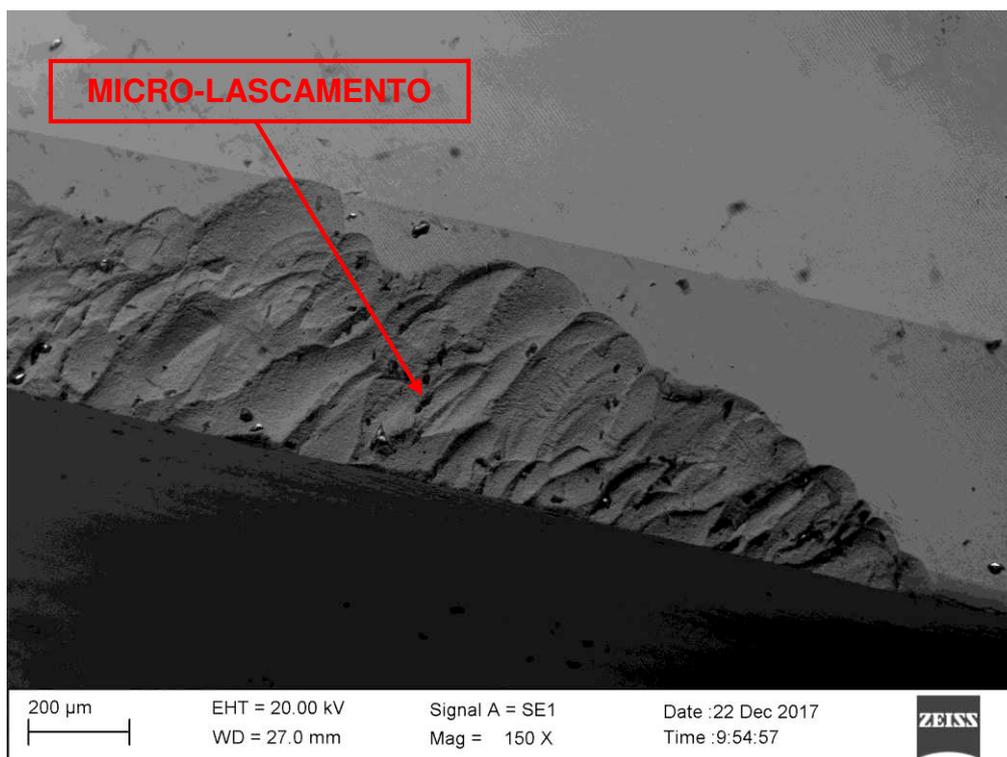


Figura 4.9 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, C, 15V_c, 0,126f.

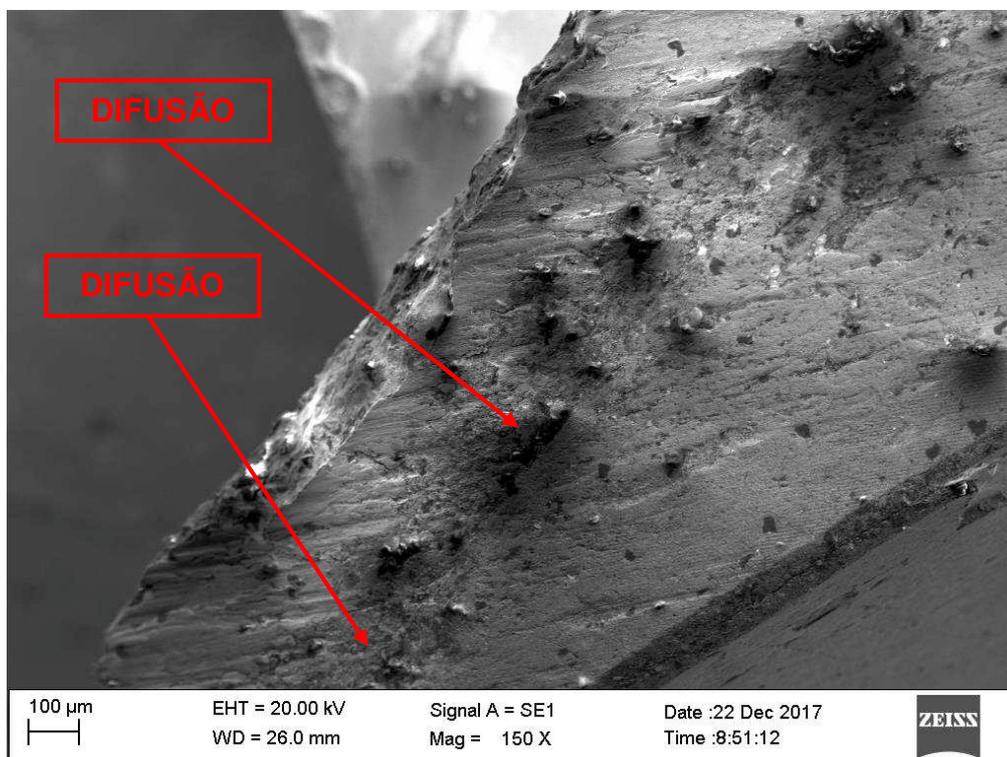


Figura 4.10 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, C, 75V_c, 0,063f.

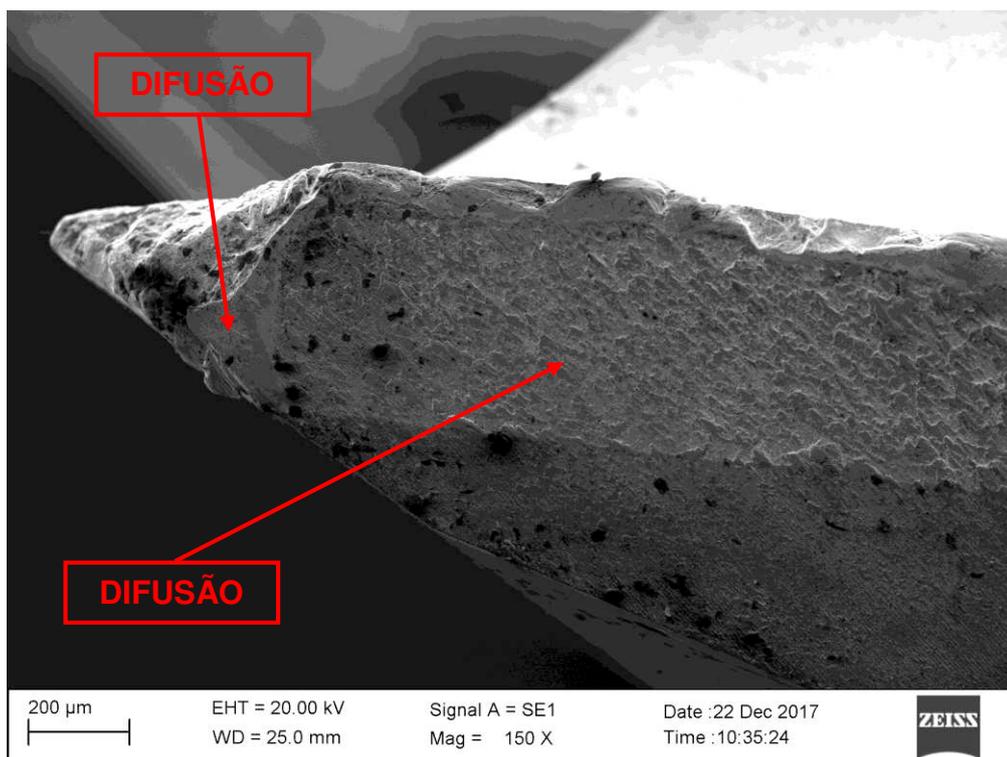


Figura 4.11 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, T, 75V_c, 0,126f.

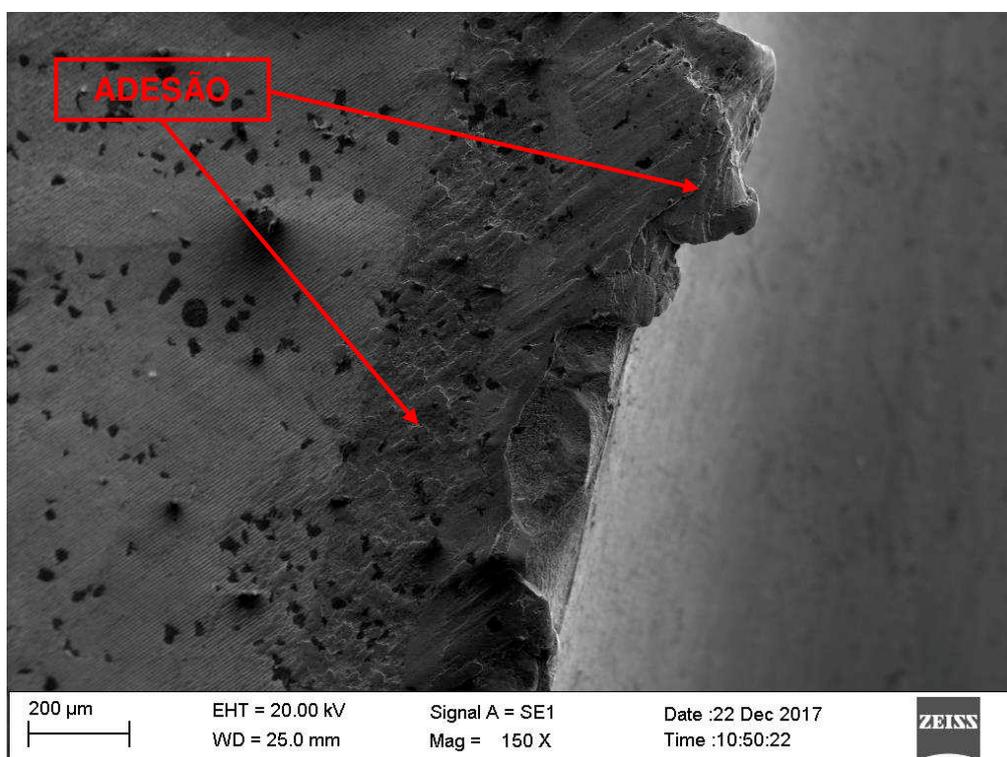


Figura 4.12 – Desgaste da aresta principal de corte para a condição D, T, 75V_c, 0,126f.

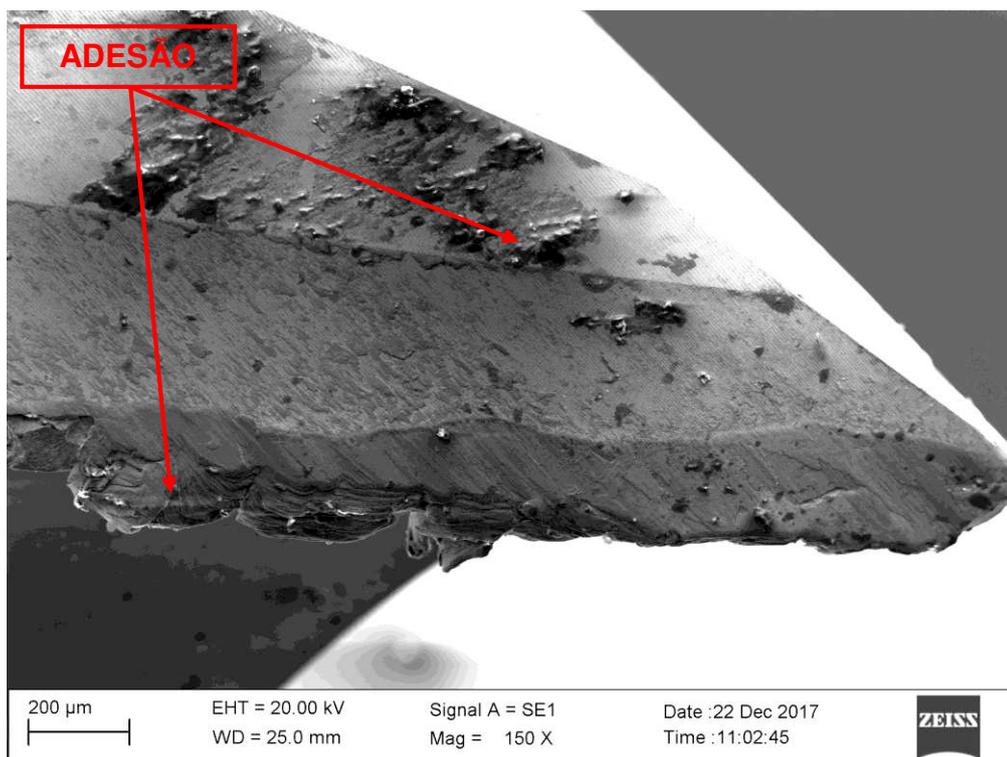


Figura 4.13 - Desgaste da aresta principal de corte para a condição C, C, 75Vc, 0,126f.

Observou-se uma correlação em média acima de 90% entre a vida da ferramenta e a potência e também entre a vida da ferramenta e a rugosidade resultantes do processo. Os gráficos dos valores médios de potência de usinagem (Figura 4.14) e rugosidade superficial (Ra) (Figura 4.15) ao longo da vida da ferramenta corroboram o fato de que o fresamento discordante não é apropriado para este material, uma vez que resulta nos maiores valores de potência de usinagem e rugosidade superficial (Ra).

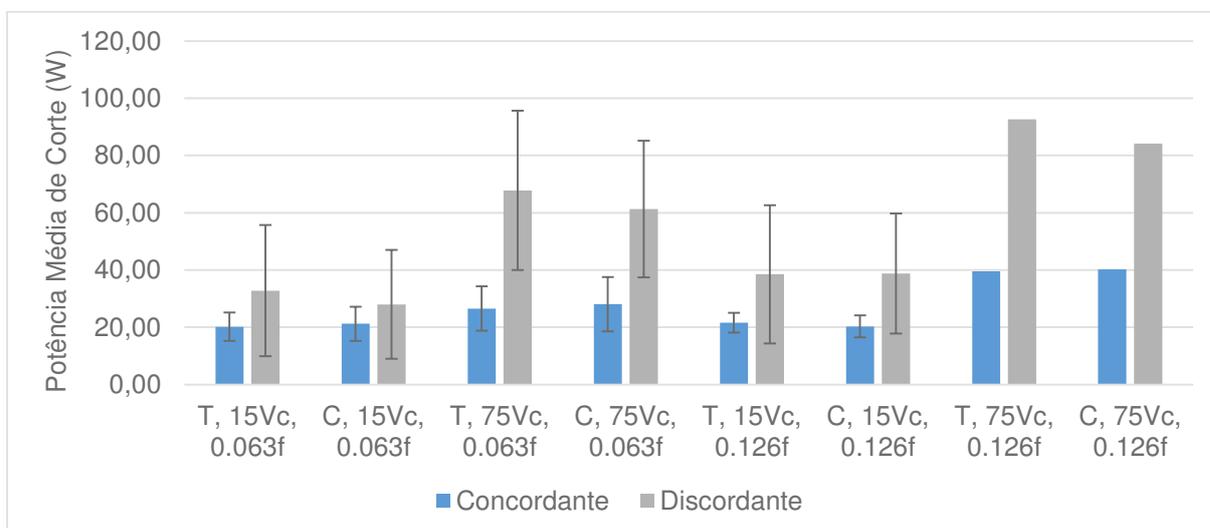


Figura 4.14 – Potência de usinagem média ao longo da vida da ferramenta.

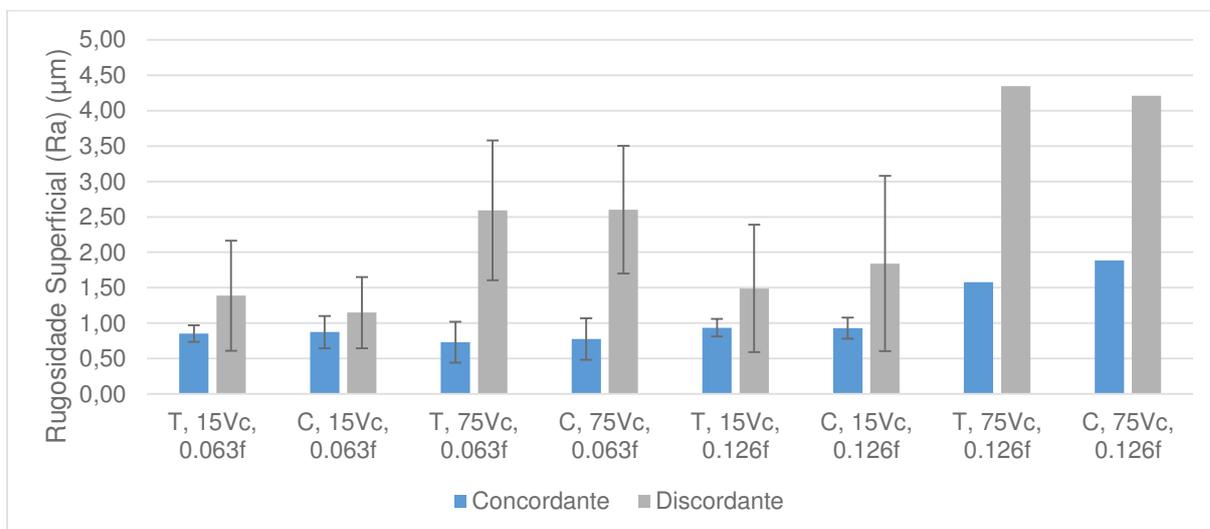


Figura 4.15 – Rugosidade média (Ra) ao longo da vida da ferramenta.

Na Tabela 4.4 é apresentada a análise de variância para os dados da potência de usinagem, considerando um intervalo de confiança de 95%. Na Figura 4.16 é apresentado o gráfico de Pareto para os mesmos dados.

Tabela 4.4 – Análise de variância para os parâmetros avaliados em relação à potência média de corte durante toda a vida das ferramentas, com confiabilidade de 95%.

	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Direção	1	3201.86	3201.86	0
Vc	1	2994.28	2994.28	0
f	1	502.88	502.88	0.054
Ferramenta	1	19.36	19.36	0.681
Error	11	1193.85	108.53	
Total	15	7912.23		

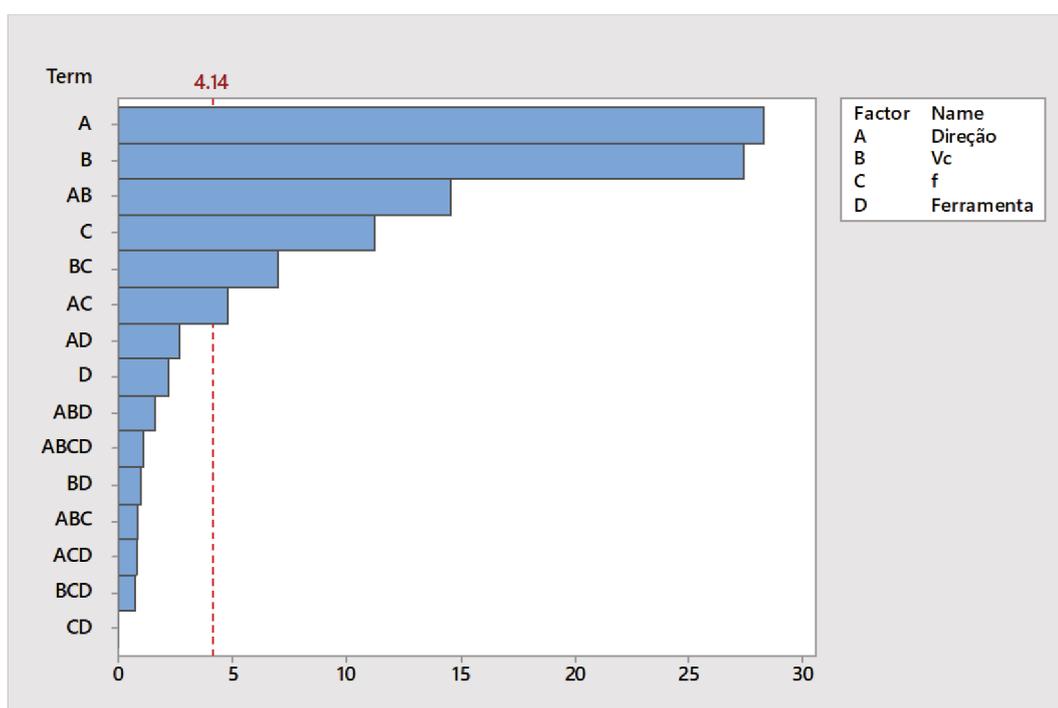


Figura 4.16 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a potência média de corte durante toda a vida da ferramenta.

Em relação a potência de usinagem a Tabela 4.4 e a Figura 4.16 indicam que a direção de corte e a velocidade de corte são os fatores que mais influenciam a potência de usinagem. Mesmo que a potência tenha relação direta com a velocidade de corte, conforme explanado anteriormente, foi a direção de corte que apresentou o maior impacto na potência. Uma vez que com o desgaste das arestas de corte uma maior potência é necessária para cisalhar o material, justifica a razão da direção do corte impactar fortemente na energia para se formar o cavaco (potência), mais até que a velocidade de corte, pois essa (velocidade de corte) tem forte influência no desgaste da ferramenta.

Na Tabela 4.5 é apresentada a análise de variância para os dados da rugosidade superficial média (R_a), considerando um intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.5 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a rugosidade superficial média (R_a) durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.

	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Direção	1	6.9828	6.98281	0.002
Vc	1	4.7852	4.78516	0.006
f	1	2.8646	2.86456	0.023
Ferramenta	1	0.0431	0.04306	0.751
Error	11	4.4921	0.40837	
Total	15	19.1677		

Na Figura 4.17 é mostrado o gráfico de Pareto para a rugosidade superficial (R_a) em relação aos parâmetros de entrada.

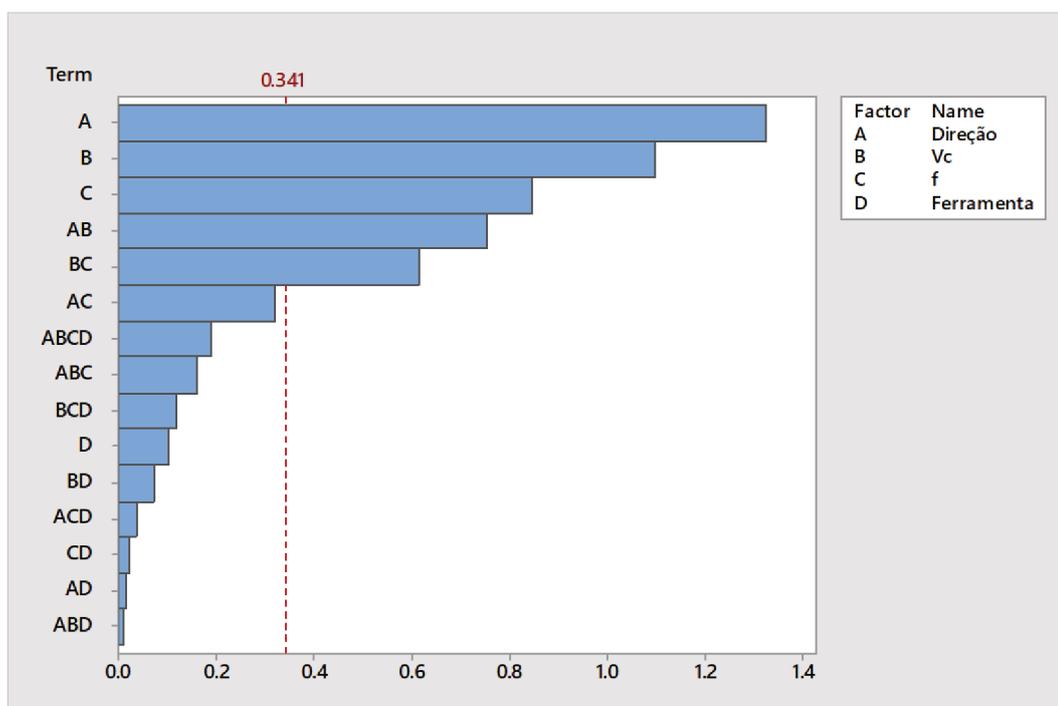


Figura 4.17 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a rugosidade superficial média (R_a) durante toda a vida da ferramenta.

A Tabela 4.5 e a Figura 4.17 indicam que a direção de corte, velocidade de corte e avanço são os fatores que mais influenciam a rugosidade superficial média (R_a) durante toda a vida da ferramenta, sendo novamente a direção de corte e a velocidade de corte os fatores mais preponderantes. O fato de o sentido do corte e a velocidade de corte influenciarem muito na rugosidade ser explicado pelo fato do desgaste da ferramenta também influenciar fortemente neste parâmetro (MACHADO et al., 2015), neste caso, superando até mesmo a influência do avanço na rugosidade.

4.2 Testes de Temperatura

Os testes de temperatura foram realizados unicamente no fresamento discordante, uma vez que esta condição apresentou uma combinação de menor vida da ferramenta e maior potência de usinagem requerida, sendo assim possível uma melhor visualização da região termicamente afetada pelo processo de usinagem.

Com o objetivo de facilitar a comparação entre os dados, as condições de usinagem seguiram o mesmo padrão utilizado na seção 4.1, sendo apenas excluído o termo referente ao sentido de corte, uma vez que todos os testes foram feitos por fresamento discordante.

Na Tabela 4.6 é apresentado o coeficiente de correlação Pearson entre as variáveis de entrada e saída investigadas. Através desta tabela pode-se rapidamente avaliar quais tem maior influência ou não nas temperaturas aferidas.

A correlação de Pearson não foi utilizada nas análises da seção 4.1, pois para aquelas análises já se sabia que as variáveis testadas influenciavam nos resultados dos testes executados. Para os testes de temperatura, o cálculo do coeficiente de correlação foi realizado para que inicialmente já pudesse verificar quais parâmetros eram importantes para a análise da temperatura, e assim não gastar tempo analisando parâmetros desnecessários. Ou seja, na seção 4.1, o objetivo era analisar a influência de cada fator nos resultados. Já nesta seção, o objetivo é descobrir quais fatores influenciam os resultados da temperatura de corte.

Tabela 4.6 – Coeficiente de correlação de Pearson entre as variáveis de entrada e saída avaliadas.

	Vc	f	Ferramenta	Temperatura	Potência	Ra	Desgaste de Ponta
f	-	-					
Ferramenta	-	-					
Temperatura	0,943	0,273	0,023				
Potência	0,888	0,401	0,044	0,990			
Ra	0,769	0,505	0,194	0,930	0,967		
Desgaste de Ponta	0,782	-0,030	-0,110	0,665	0,603	0,455	
Desgaste de Hélice	-0,513	0,036	0,246	-0,539	-0,508	-0,424	-0,583

Da Tabela 4.6, observa-se que a velocidade de corte apresentou uma maior correlação que o avanço em relação às variáveis de saída do processo sendo, contudo, a correlação do desgaste de ponta muito superior a correlação do desgaste de hélice. As ferramentas apresentaram uma correlação sempre inferior a 25% com as demais variáveis, não sendo, portanto, o tipo de ferramenta estatisticamente significativa no processo. A temperatura e a potência de usinagem apresentaram a maior correlação mútua, o que pode ser explicado pelo fato de que de toda a potência consumida para usinar o material, a maior parte é perdida na forma de calor.

A rugosidade, representada pelo parâmetro Ra, apresentou correlações acima de 90% com a temperatura e potência. Isso pode ser explicado, pois à medida que a ferramenta se desgasta, mais potência de usinagem é requerida para usinar o material em virtude dos danos sofridos nas arestas de corte. Quanto mais ineficiente é o corte, mais calor é perdido por atrito entre a ferramenta e a peça. Por fim, à medida que as arestas de corte sofrem desgaste, mais

deformações plásticas estão envolvidas no processo de cisalhamento que ocorre nos planos primário e secundário, tornando assim o acabamento superficial pior.

A Tabela 4.7 ilustra a análise de variância da temperatura em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) e desgaste de ponta da ferramenta. Não foram considerados no modelo parâmetros como o tipo da ferramenta, o desgaste de hélice e o R_a , pois os mesmos apresentaram uma correlação abaixo de 80%, assim como a potência, pois ela é uma variável covariante da temperatura.

Tabela 4.7 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a temperatura nas regiões próximas a zona de corte durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.

<i>Fonte</i>	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Regressão	3	109355	36452	0.001
V_c	1	50054	50054	0.001
f	1	8062	8062	0.028
Desgaste de ponta da ferramenta	1	1193	1193	0.263
Erro	4	2816	703.9	
Total	7	112171		

Com base nos resultados obtidos observa-se que, para um intervalo de confiança de 95%, a velocidade de corte e o avanço são os fatores que mais influenciam significativamente na temperatura de usinagem do sistema avaliado.

A influência da velocidade de corte na temperatura de usinagem pode ainda ser observada com base no gráfico de Pareto ilustrado na Figura 4.18, onde a velocidade corte (V_c) apresenta uma influência grande o suficiente a ponto de corresponder sozinha por mais de 80% da influência na temperatura de usinagem de acordo com a Tabela 4.6.

A Tabela 4.8 ilustra a análise de variância da potência em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f) e desgaste de ponta da ferramenta, para um intervalo de confiança de 95%. Por razões semelhantes as explanadas na Tabela 4.7 não foram levadas em consideração no modelo os demais parâmetros investigados.

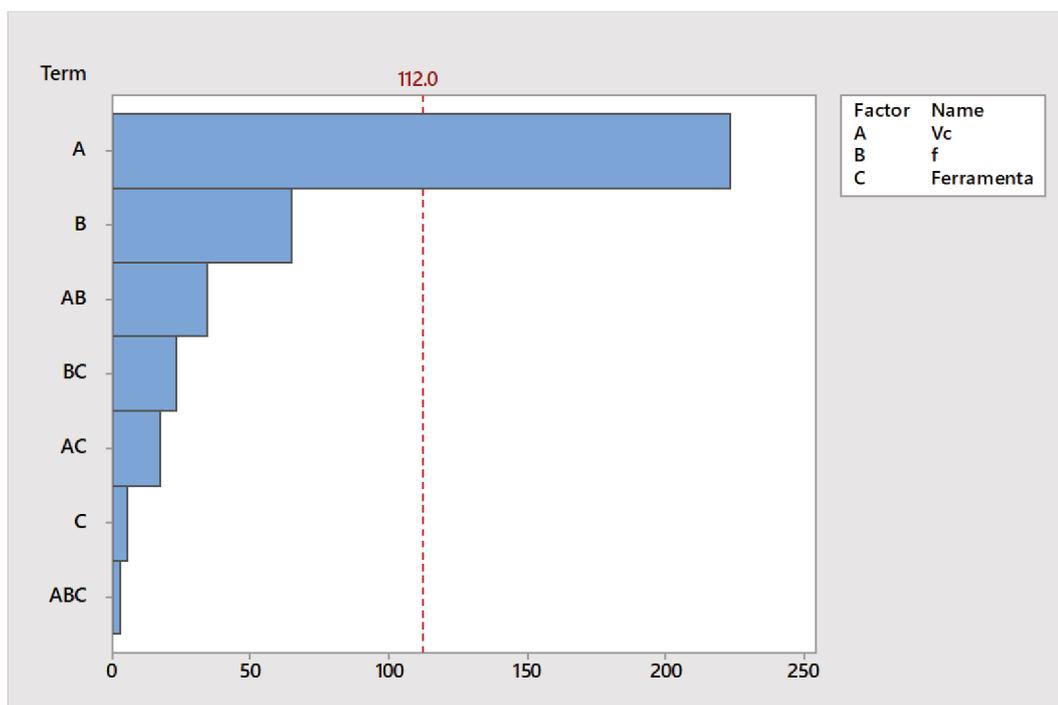


Figura 4.18 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a temperatura nas regiões próximas a zona de corte durante toda a vida da ferramenta.

Tabela 4.8 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação a potência de usinagem durante toda a vida da ferramenta, com confiabilidade de 95%.

<i>Fonte</i>	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Regressão	3	4288.64	1429.55	0.002
Vc	1	1893.84	1893.84	0.002
f	1	689.91	689.91	0.013
Desgaste de ponta da ferramenta	1	72.54	72.54	0.239
Erro	4	152.13	38.03	
Total	7	4440.77		

Novamente apenas velocidade de corte e o avanço apresentaram influência significativa no processo. Observa-se contudo, com base na Tabela 4.8 e no gráfico de Pareto da Figura 4.19, que mesmo que a velocidade de corte ainda seja a variável mais contundente, o avanço apresenta um efeito ligeiramente superior na potência que na temperatura. Este fato pode ser explicado em virtude da temperatura ter como principal influenciador o atrito ente a ferramenta e o cavaco e a peça, o qual tem como força motriz a velocidade de corte. Já a potência, especialmente na usinagem discordante de materiais de elevada encruabilidade, como o Inconel® 718, também sofre influência do volume de material usinado, já encruado, por ciclo de corte, sendo assim mais susceptível a variações devido ao avanço.

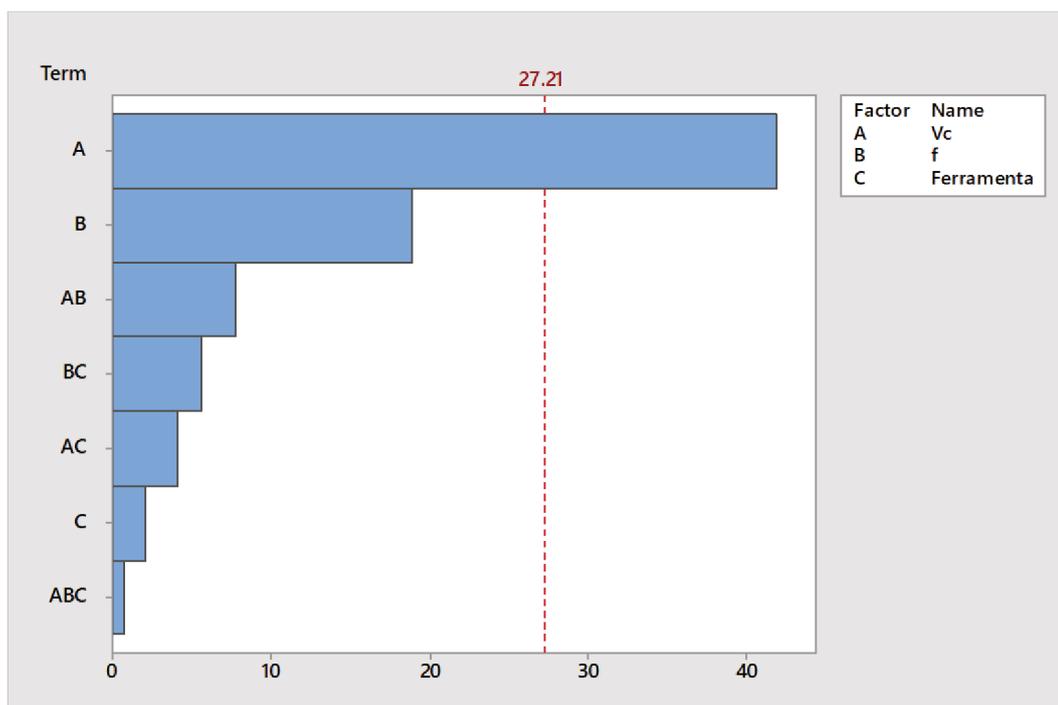


Figura 4.19 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação a potência de usinagem durante toda a vida da ferramenta.

Com base nos dados até então obtidos referentes à influência dos diversos parâmetros do processo na temperatura das regiões próximas a zona de corte foi possível construir modelos de regressão linear para predição da temperatura [Eq. (4.2)] e potência [Eq. (4.3)]. Os modelos elaborados apresentam valores R^2 ajustado de respectivamente 95,61% e 94,01% sendo possível assim prever, dentro da faixa de dados analisada, as temperaturas e potências médias a serem obtidas:

$$T = 52,1 + 4,234.V_c + 1009.f - 177.DP \quad (4.2)$$

$$P = 2,01 + 0,824.V_c + 295,2.f - 43,6.DP \quad (4.3)$$

Onde:

- Temperatura (T) – dada em °C;
- Velocidade de corte (V_c) – dada em m/min;
- Avanço (f) – dado em mm/rev;
- Desgaste de ponta (DP) – dado em mm e;
- Potência de usinagem (P) – dada em W.

A Figura 4.20 ilustra as temperaturas médias e as potências médias durante toda vida da ferramenta.

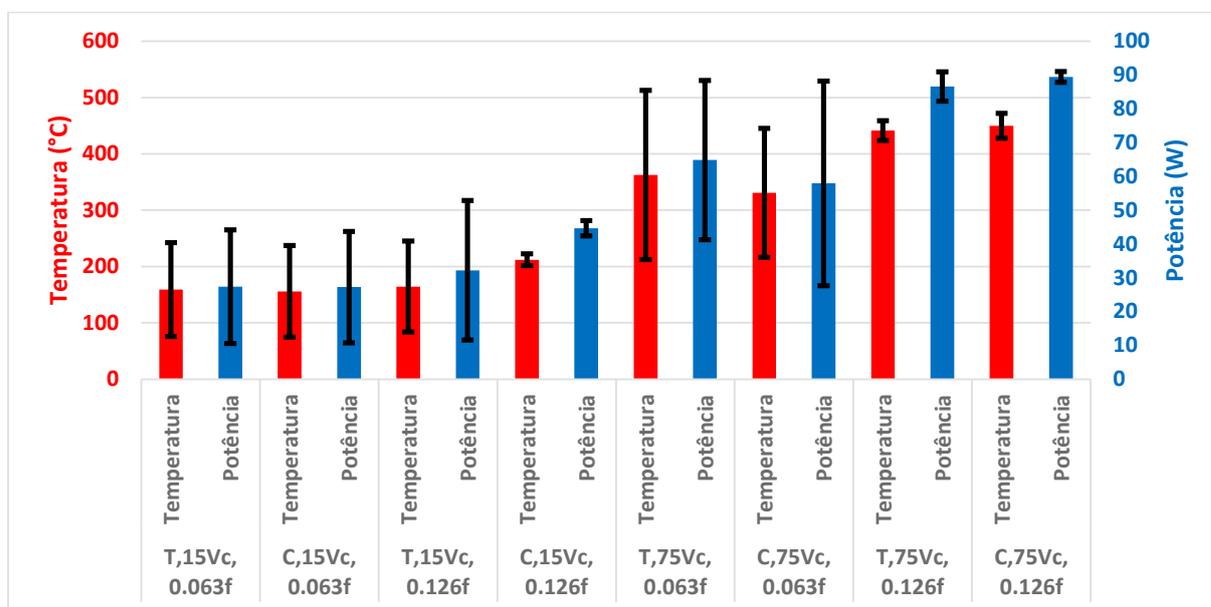


Figura 4.20 – Temperaturas médias e potência médias durante a vida útil das ferramentas de corte para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.

Este gráfico ilustra a elevada correlação, conforme já apresentado na Tabela 4.6, entre a potência de usinagem e a temperatura nas regiões próximas à zona de corte. Observa-se também a elevada correlação entre o aumento da temperatura com o aumento da velocidade de corte, uma vez que ao se aumentar o número de rotações do motor se aumenta o número de interações entre a ferramenta e a peça, resultando em mais atrito e por consequência maior quantidade calor. O avanço também apresentou influência na temperatura, contudo inferior a velocidade de corte. Através da análise da Figura 4.20, não se observaram diferenças estatísticas significantes entre as duas ferramentas analisadas.

Na Figura 4.21 é mostrada a temperatura e da potência em função de cada ciclo de usinagem realizado, ou seja, a temperatura e a potência na corrida 1, na corrida 3, na corrida 6, conforme explicado no item 3.5.

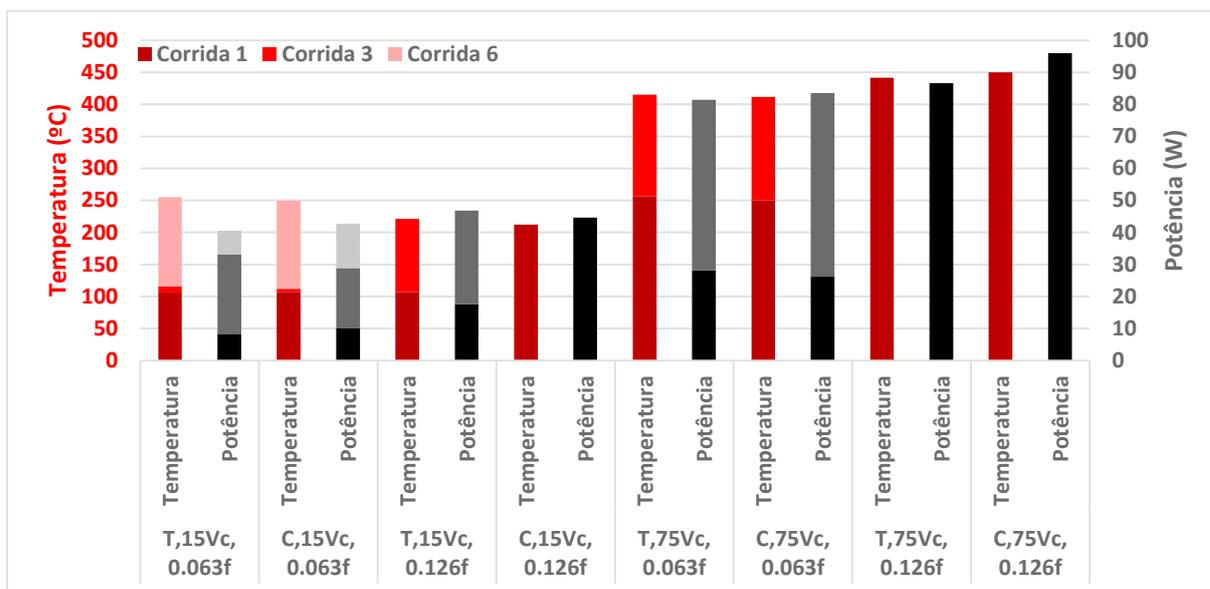


Figura 4.21 – Temperatura e potência atingida a cada ciclo de usinagem.

Novamente observa-se que a velocidade de corte é o fator mais influente na temperatura e potência de usinagem. Para as condições mais brandas, com menor avanço e velocidade de corte, os ciclos de usinagem intermediários, onde a ferramenta apesar de desgasta ainda não atingiu o critério de fim de vida, apresentaram uma maior variação da potência que da temperatura. Isso pode ser explicado, pelo fato da força de usinagem, uma componente importante no cálculo da potência, ser elevada nestas condições. Com o aumento do desgaste da aresta de corte, maior ainda será a força de usinagem, devido à maior energia necessária para cisalhar o material, aumentando também a temperatura, mas sem, contudo, ser na mesma proporção que o aumento da potência.

Na Tabela 4.9 é apresentada a análise de variância do desgaste de ponta da ferramenta em função da velocidade de corte (V_c), avanço (f), potência (P) e temperatura (T). Para esta análise foram escolhidas a velocidade de corte e o avanço em função de sua alta correlação com as demais variáveis do processo, e a potência e temperatura em função de serem as variáveis de saída com maior correlação com as variáveis de entrada, conforme ilustrado pela Tabela 4.6.

Tabela 4.9 – Análise de variância dos parâmetros avaliados em relação ao desgaste na ponta da ferramenta durante toda sua vida, com confiabilidade de 95%.

<i>Fonte</i>	<i>DF</i>	<i>Adj SS</i>	<i>Adj MS</i>	<i>P-Value</i>
Regressão	4	0.08647	0.022	0.137
Vc	1	0.00041	4E-04	0.798
f	1	0.01191	0.012	0.229
Potência	1	0.00681	0.007	0.337
Temperatura	1	0.00551	0.006	0.381
Erro	3	0.01575	0.005	
Total	7	0.10222		

Para um intervalo de confiança de 95%, nenhum dos parâmetros apresentou uma influência significativa no desgaste de ponta da ferramenta. Ao se analisar o gráfico de Pareto, mostrado na Figura 4.22, observa-se, contudo, que a velocidade de corte é o fator de maior influência no desgaste de ponta da ferramenta.

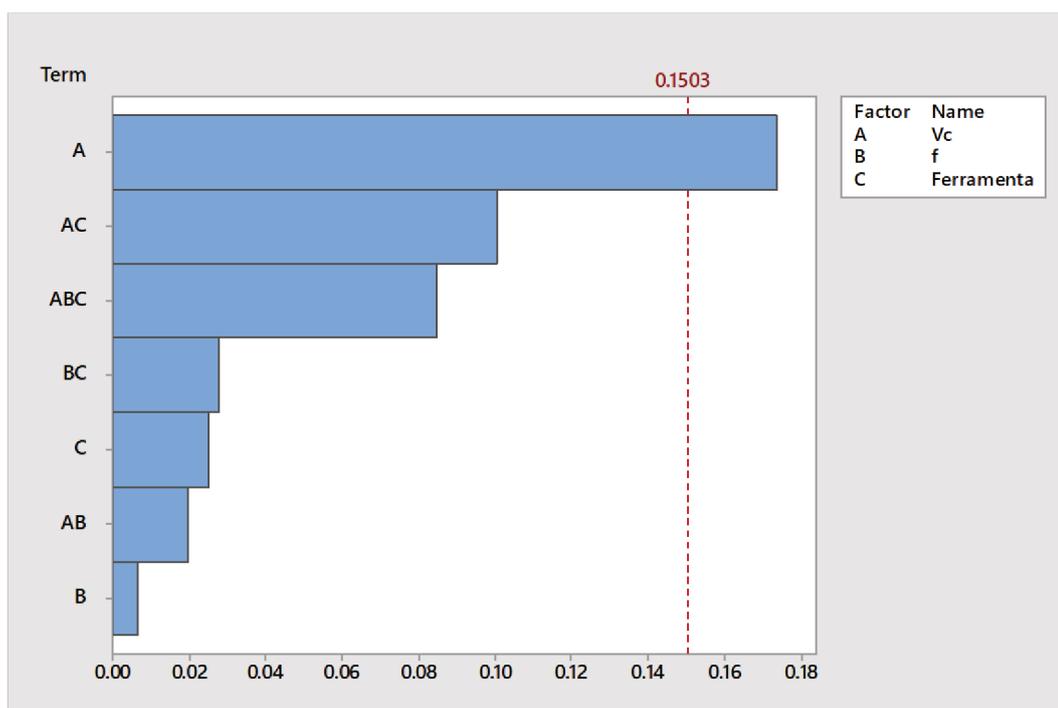


Figura 4.22 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao desgaste na ponta da ferramenta durante toda sua vida.

Com base nos dados até então obtidos, referentes a influência dos diversos parâmetros do processo na temperatura das regiões próximas a zona de corte foi possível construir um modelo de regressão linear para predição do desgaste de ponta [Eq. (4.4)], com um valor de R^2 ajustado de 64.06%.

$$DP = -0,511 - 0,0032.V_c + 5,44.f - 0,0658.P + 0,0140.T \quad (4.4)$$

Onde:

- Desgaste de ponta (DP) – dado em mm;
- Velocidade de corte (V_c) – dada em m/min;
- Avanço (f) – dado em mm/rev;
- Potência (P) – dada em W e;
- Temperatura (T) – dada em °C.

A baixa capacidade preditiva do modelo para o desgaste de ponta, apresentada pela Eq. (4.4), e a baixa correlação entre o desgaste de ponta e as variáveis de entrada, mostrada na Tabela 4.6, podem ser explicadas pelo longo comprimento de corte adotado. Uma vez que não é possível garantir que a ferramenta atingiu o fim de vida no começo, meio ou fim do ensaio, não é possível saber ao certo o real volume usinado pela ferramenta enquanto a mesma se encontra com desgaste abaixo do limite adotado.

A Figura 4.23 representa o desgaste de ponta médio durante a vida das ferramentas, juntamente com as temperaturas máximas medidas, para cada uma das condições avaliadas.

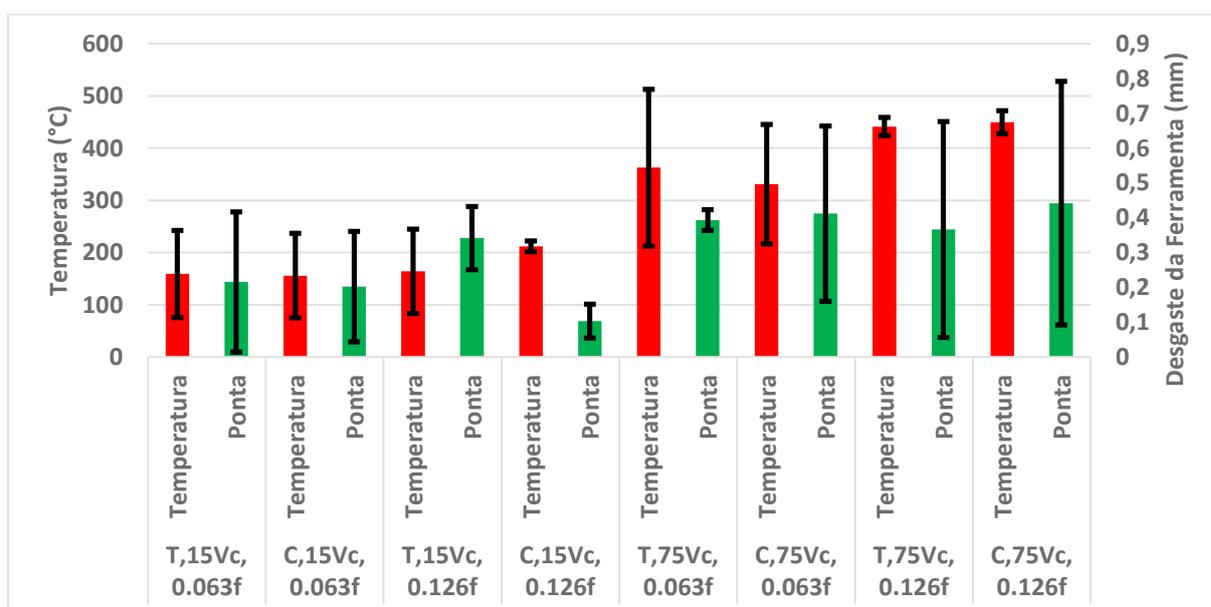


Figura 4.23 – Temperatura e desgaste de ponta médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.

A Figura 4.23 corrobora a Tabela 4.9 ao mostrar a baixa correlação entre o desgaste de ponta e as temperaturas de usinagem.

Na Figura 4.24 é mostrada a temperatura e o desgaste de ponta da ferramenta atingidos a cada ciclo de usinagem realizado, de acordo com a metodologia mostrada no item 3.5.

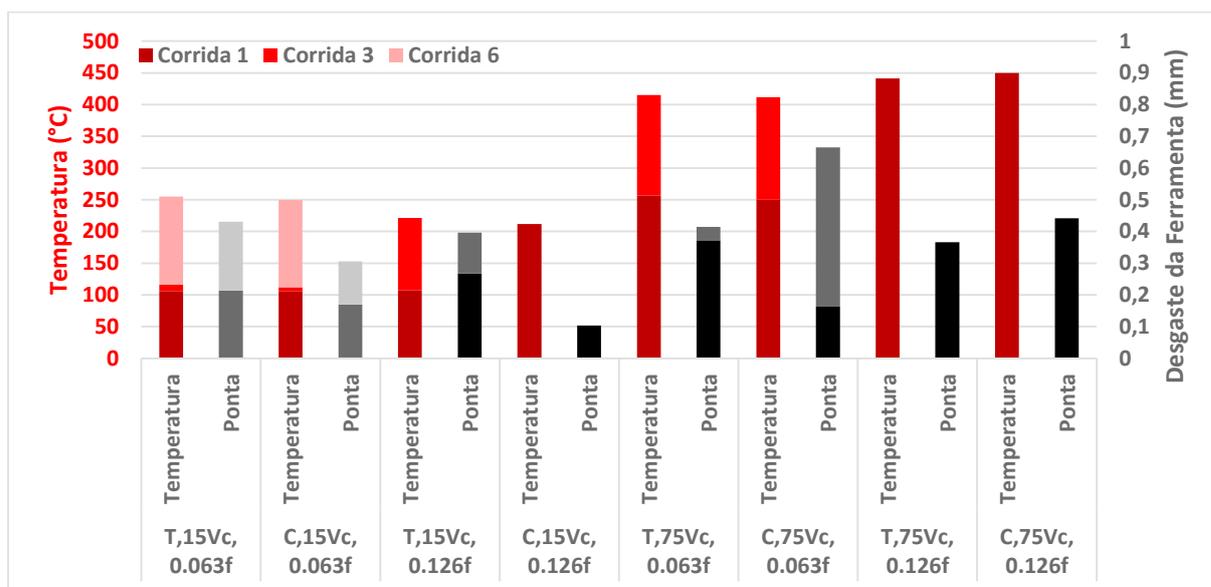


Figura 4.24 – Temperatura e desgaste de ponta a cada ciclo de usinagem.

Observa-se que não houve desgaste de ponta no primeiro ciclo de usinagem para as condições de corte mais brandas. Este fato ajuda a explicar o comportamento da temperatura e potência observados na Figura 4.21, sendo o significativo aumento da potência de usinagem no segundo ciclo de usinagem resultante do desgaste da ferramenta, que se inicia neste ciclo, não sendo portanto, as alterações no atrito oriundas deste desgaste o suficiente para causar grandes mudanças na temperatura. A maior rotação resultou em uma pior rugosidade em virtude de intensificar o desgaste da ferramenta, o que gerou os maiores valores de Ra. Além disto, a maior rotação amplifica a vibração devido a pequenos desbalanceamentos da máquina ferramenta, podendo afetar a rugosidade.

As temperaturas mais elevadas obtidas nas condições que envolveram maiores velocidades de corte (Figura 4.24) foram também responsáveis por processos de adesão e difusão de material na aresta principal de corte da ferramenta. Este fato pode ser observado com base na Figura 4.25 e na Figura 4.26, onde através de mapas de composição química obtidos através de microscopia eletrônica de varredura, utilizando elétrons secundários (BSD), observa-se que o aumento da velocidade de corte causou uma maior concentração de níquel na aresta de corte.

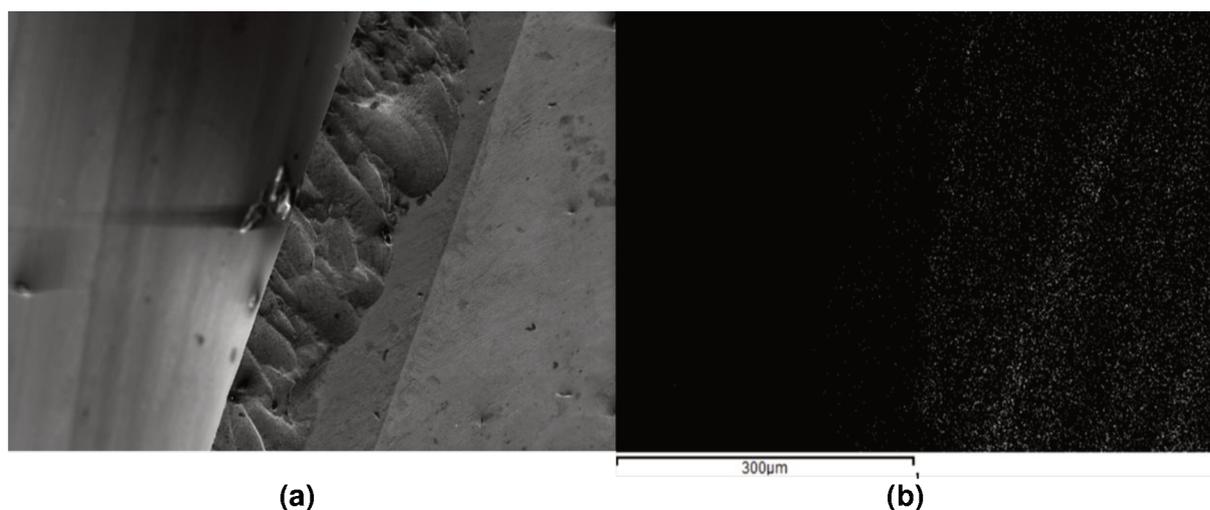


Figura 4.25 – Adesão de material na condição de ensaio D, T, 15V_c, 0.126f. (a) Imagem da aresta por elétrons retro-espalhados (BSD). (b) Mapa de composição da peça, onde os pixels em branco indicam a presença predominante de níquel nesta posição.

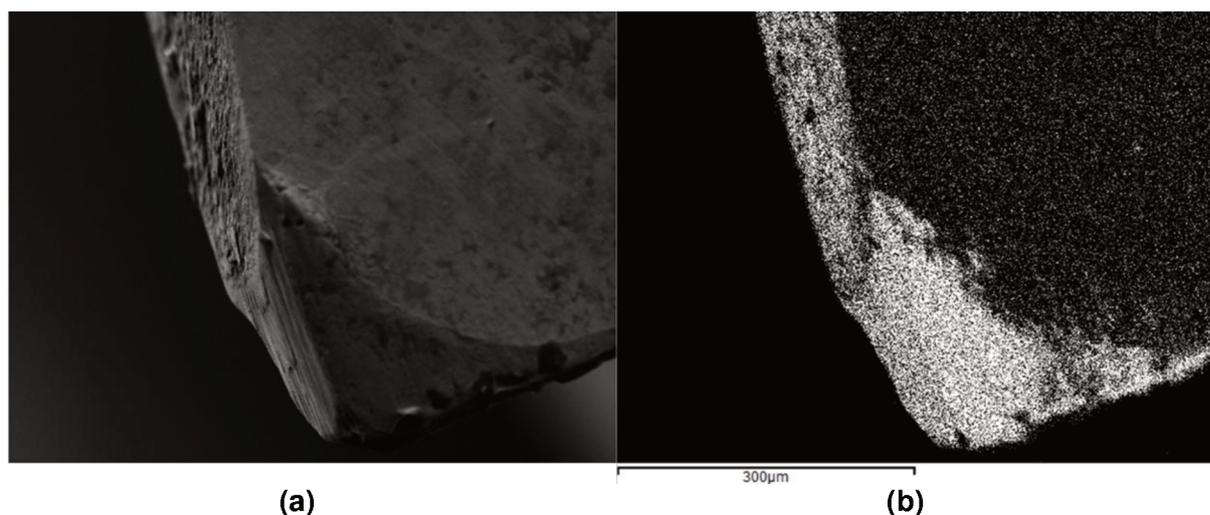


Figura 4.26 – Adesão de material na condição de ensaio D, T, 75V_c, 0.126f. (a) Imagem da aresta por elétrons retro-espalhados (BSD). (b) Mapa de composição da peça, onde os pixels em branco indicam a presença predominante de níquel nesta posição.

Na Figura 4.27 é apresentado o gráfico de Pareto para o desgaste de hélice em relação às variáveis de entrada.

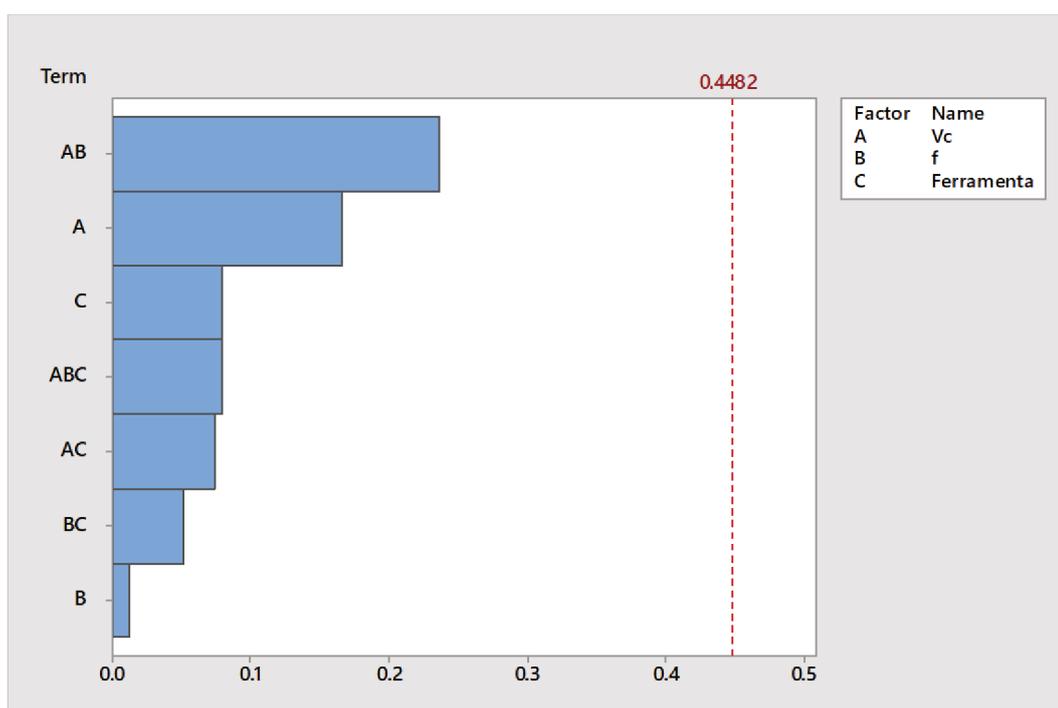


Figura 4.27 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao desgaste na hélice da ferramenta durante toda sua vida.

Como o gráfico de Pareto para o desgaste de hélice (Figura 4.27) não apresenta nenhuma das variáveis de entrada com impacto significativo, não foi possível realizar uma análise de variância confiável para esta variável de saída, uma vez que os erros e resíduos gerados foram muito elevados.

Na Figura 4.28 são mostradas a relação entre as médias durante todos os ciclos de usinagem da temperatura e do desgaste de hélice.

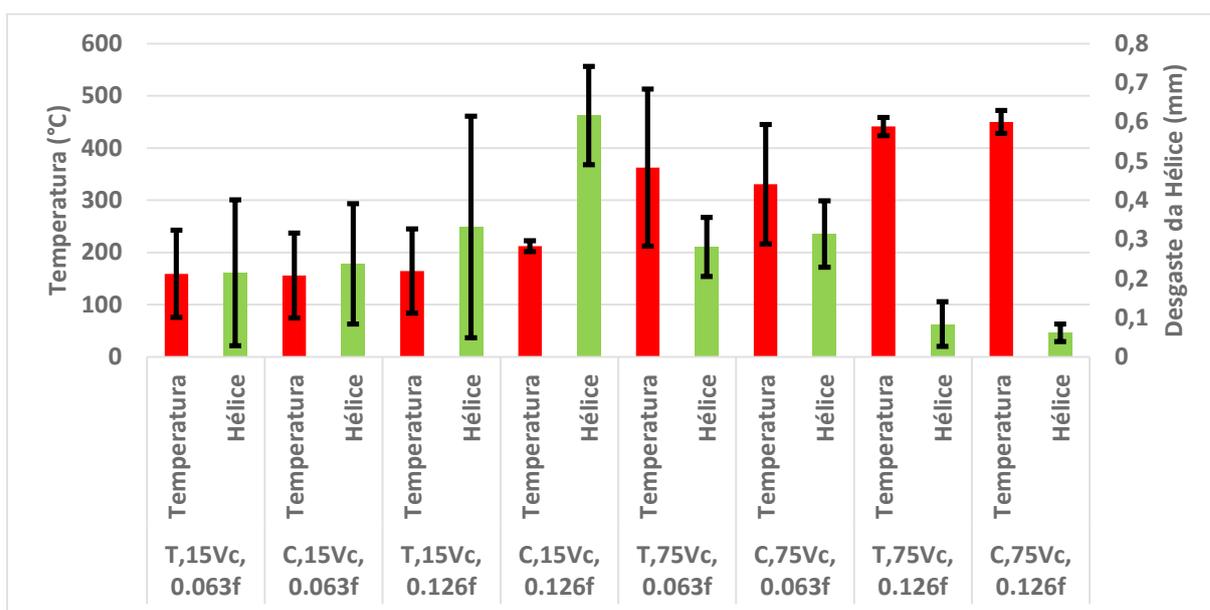


Figura 4.28 – Temperatura e desgaste de hélice médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.

Na Figura 4.29, por sua vez, são mostrados a temperatura e o desgaste de hélice das ferramentas de acordo com os ciclos de usinagem.

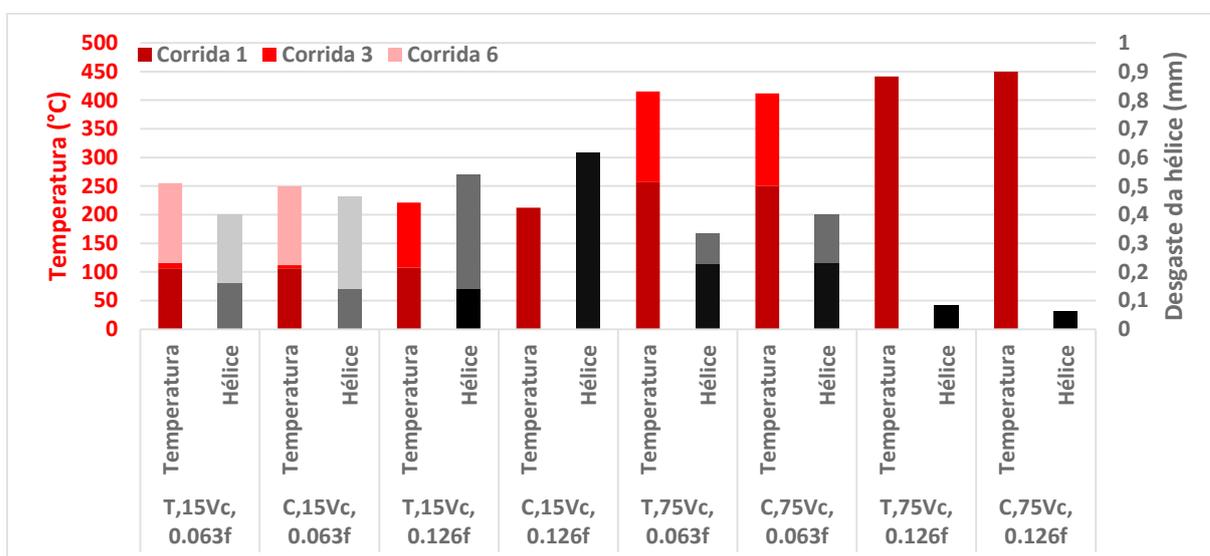


Figura 4.29 – Variação acumulada da temperatura e do desgaste de hélice em relação a cada ciclo de usinagem.

Observa-se que não houve desgaste significativo no primeiro ciclo de usinagem para as condições de velocidade de corte e avanço baixos, sendo o incremento na temperatura do ciclo seguinte pouco relevante quando comparado ao incremento no ciclo em que a

ferramenta chegou ao fim de vida. Este fato corrobora o argumento que o atrito da ferramenta com o cavaco e a peça é o maior gerador de calor no processo, sobrepondo o calor gerado pela maior energia necessária para usinar o material com a aresta desgastada. A Figura 4.29 ilustra também a correlação negativa entre o desgaste de hélice e a temperatura indicado na Tabela 4.6, especialmente para a condição de velocidade de corte e avanço elevados.

Ambos os desgastes de ponta e de hélice apresentaram uma correlação aproximadamente nula com o avanço, o que pode ser explicado em virtude da elevada encruabilidade deste material, tornando este acréscimo de dureza devido ao encruamento mais predominante que o aumento do volume do cavaco removido. A ligeira tendência à concentração do desgaste na ponta da ferramenta em relação à hélice, com o aumento do avanço, pode ser explicada ainda com base na Tabela 4.6, onde o desgaste de ponta e hélice apresentam uma correlação de aproximadamente de 60% e 50% respectivamente com a potência e temperatura, valores próximos a correlação deste fator com a velocidade de corte.

Uma vez que a hélice da ferramenta apresenta uma maior área para dissipação de calor que a ponta e, em virtude de a operação realizada ser de fresamento tangencial (ou lateral) e não de canais, o desgaste tende a se concentrar na região com maior temperatura à medida que a velocidade de corte e avanço aumentam. No caso da hélice esse desgaste se concentrou na parte superior da mesma, conforme mostrado na Figura 4.30 até a Figura 4.37.

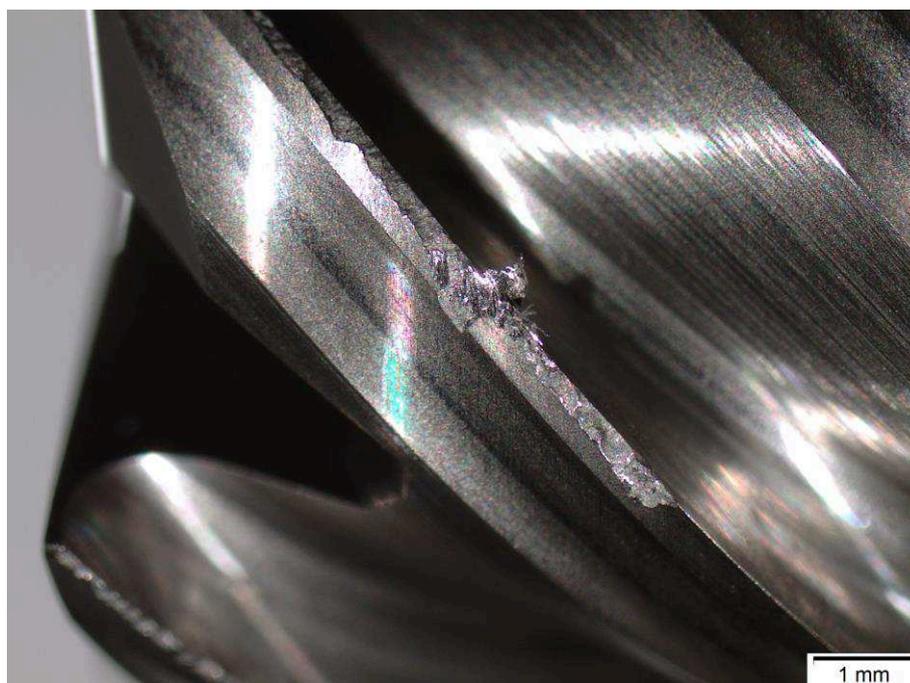


Figura 4.30 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, $15V_c$, $0,063f$.

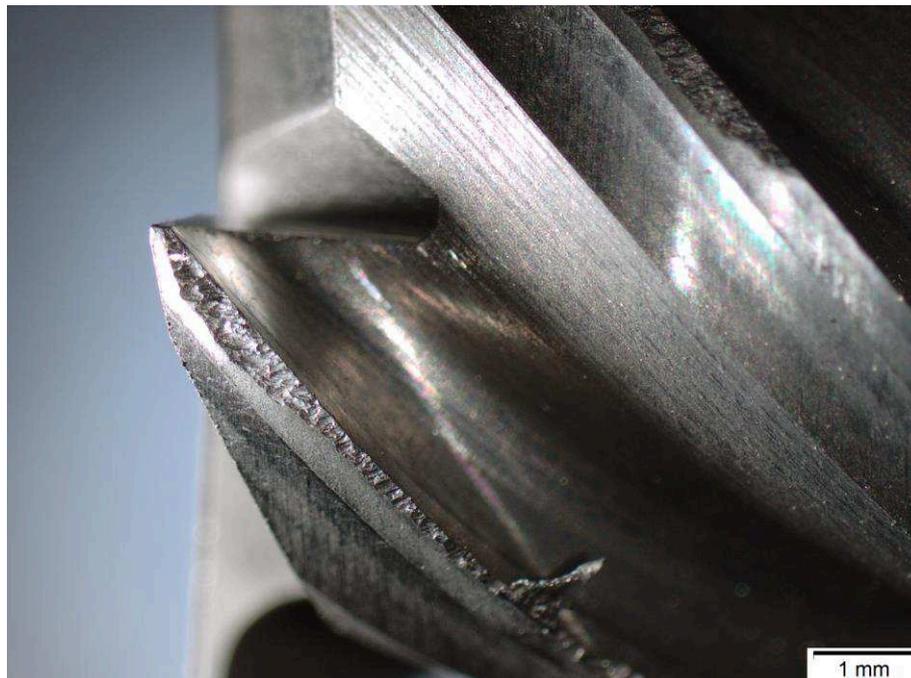


Figura 4.31 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, $15V_c$, 0,063f.



Figura 4.32 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, $15V_c$, 0,126f.

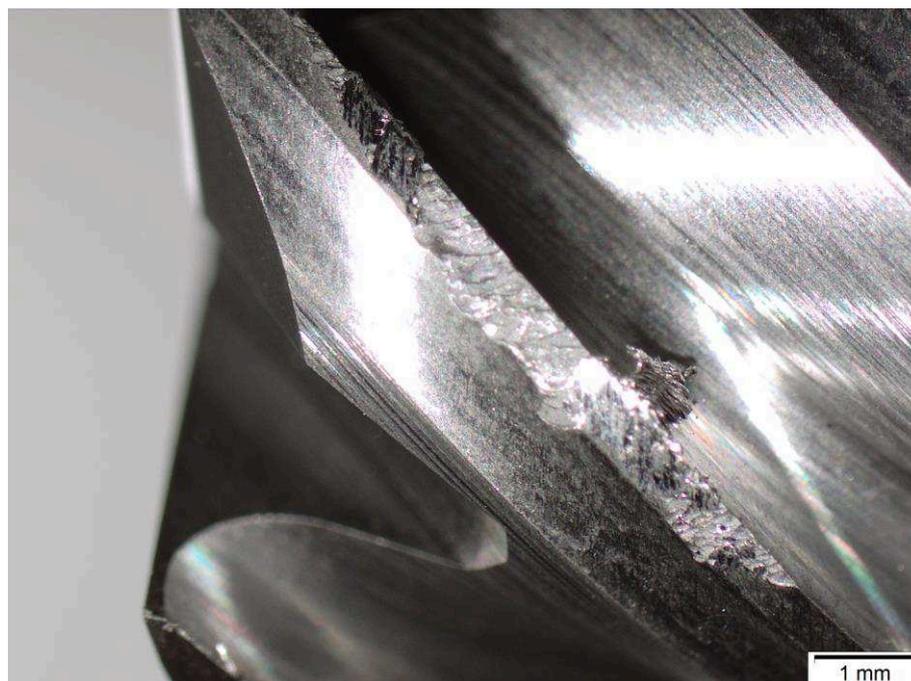


Figura 4.33 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, $15V_c$, 0,126f.



Figura 4.34 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, $75V_c$, 0,063f.



Figura 4.35 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, $75V_c$, 0,063f.



Figura 4.36 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem T, $75V_c$, 0,126f.



Figura 4.37 – Desgaste de hélice ao fim de vida da ferramenta na condição de usinagem C, $75V_c$, 0,126f.

A concentração do desgaste na parte superior da hélice pode ser explicada com base nas figuras entre a Figura 4.38 e a Figura 4.45, as quais ilustram o frame com maior temperatura para cada condição de usinagem, sendo os números abaixo de cada figura o respectivo ciclo de usinagem. Observa-se nestas imagens uma tendência à concentração das maiores temperaturas na região de contato superior entre a hélice da ferramenta e a peça. A medida que se chega ao fim de vida da mesma, ou que se utilizam condições de usinagem mais severas, as máximas temperaturas na interface da hélice e da ponta tendem a se aproximar.

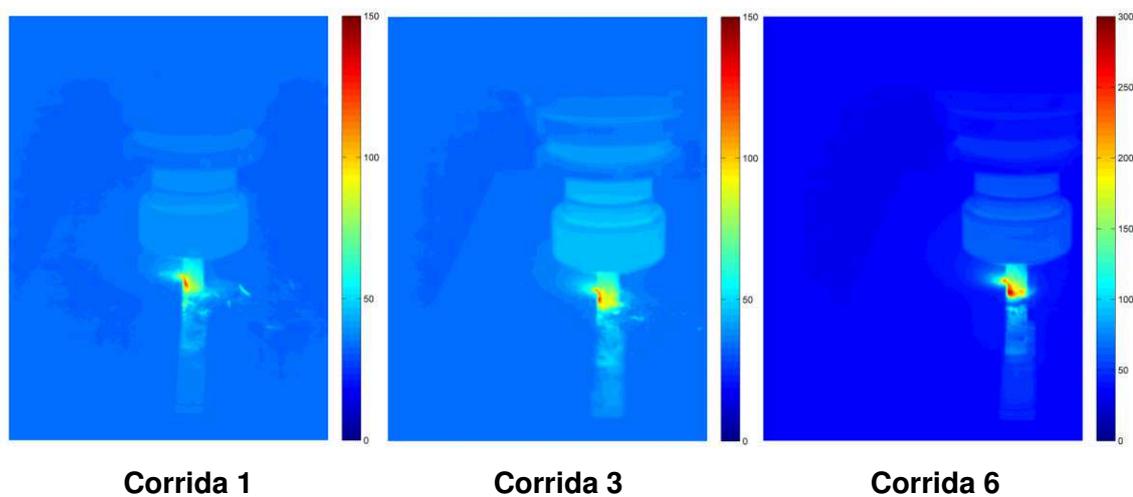


Figura 4.38 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, $15V_c$, $0,063f$. Os números abaixo das figuras indicam os ciclos de usinagem.

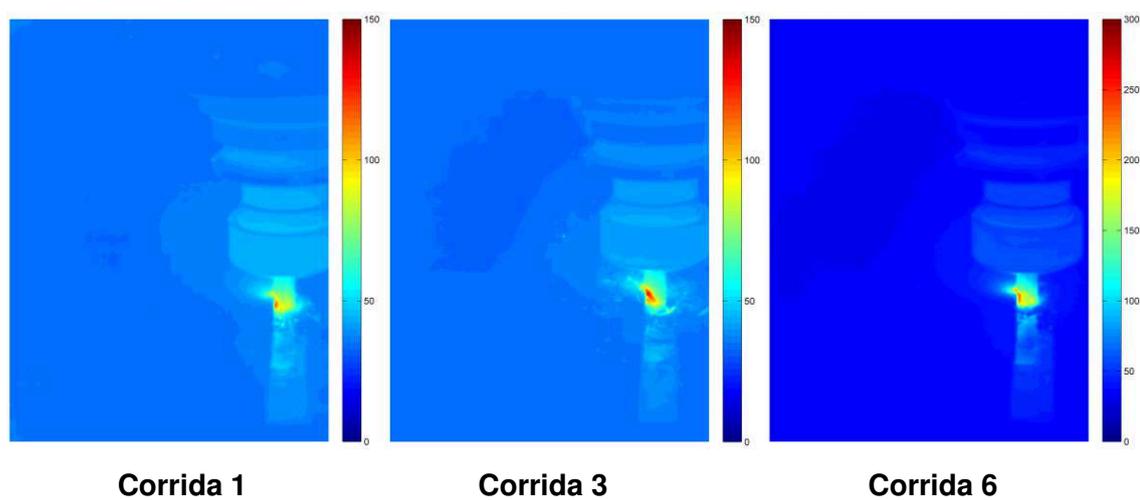


Figura 4.39 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, $15V_c$, $0,063f$.

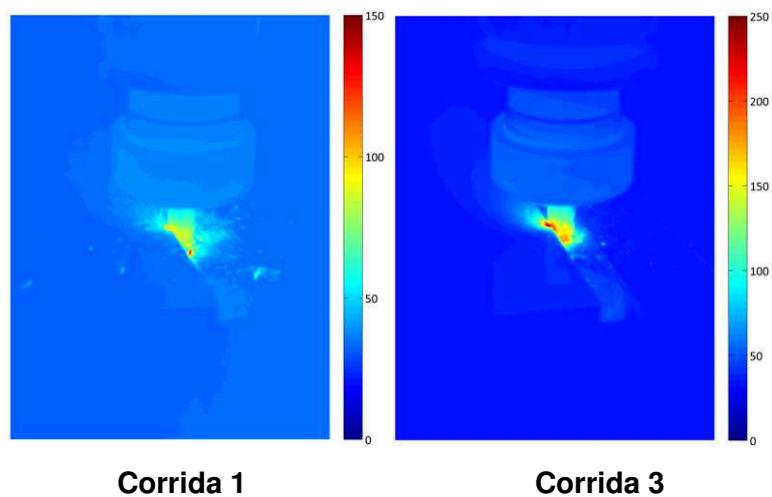
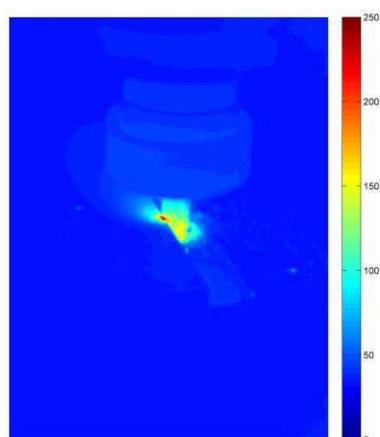


Figura 4.40 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, $15V_c$, 0,126f.



Corrida 1

Figura 4.41 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, $15V_c$, 0,126f.

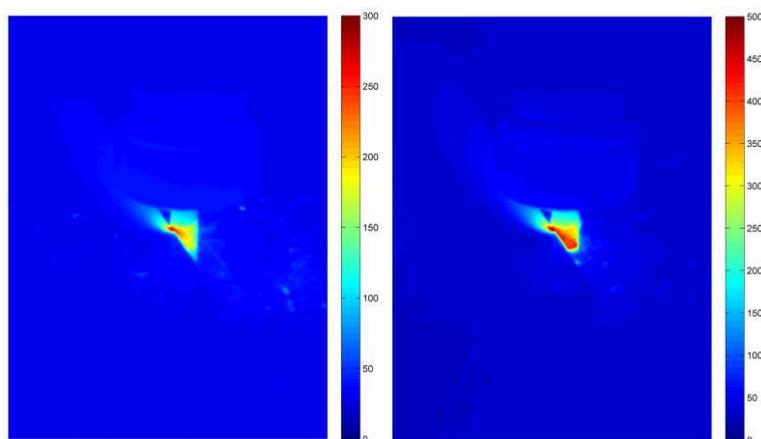
**Corrida 1****Corrida 3**

Figura 4.42 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, $75V_c$, $0,063f$.

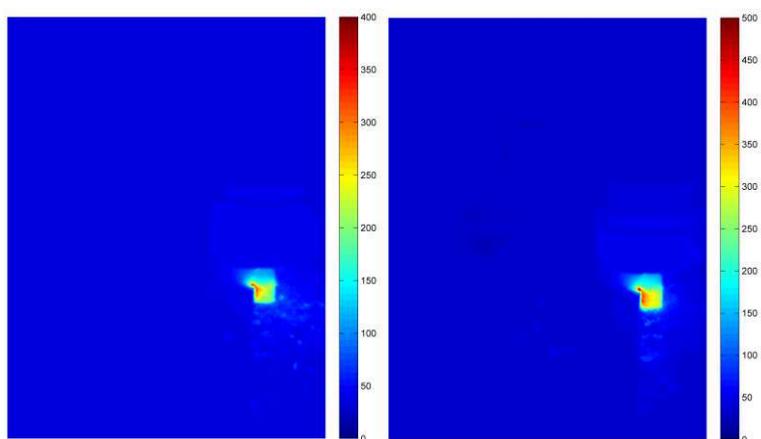
**Corrida 1****Corrida 3**

Figura 4.43 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, $75V_c$, $0,063f$.

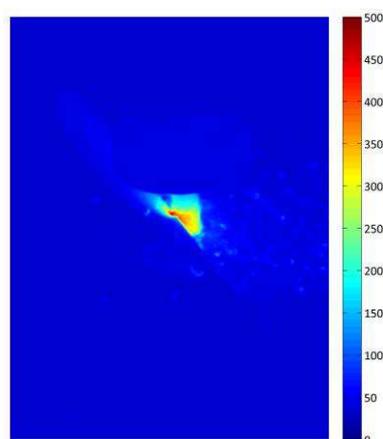
**Corrida 1**

Figura 4.44 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem T, $75V_c$, 0,126f.

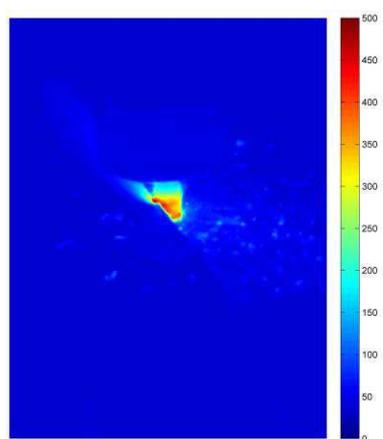
**Corrida 1**

Figura 4.45 – Máximas temperaturas registradas em cada ciclo de usinagem na condição de usinagem C, $75V_c$, 0,126f.

Esta concentração de temperatura e desgaste na ponta da hélice pode ser explicada pela presença no topo da peça usinada de rebarbas oriundas dos ciclos anteriores de usinagem. Uma vez que o Inconel[®] 718 é um material de elevada encruabilidade, essas rebarbas apresentam uma alta dureza, aumentando assim o desgaste da ferramenta neste ponto. Outra possível explicação é que esta região é onde se tem o desprendimento final do cavaco e, sendo no fresamento discordante a espessura máxima do cavaco obtida na sua região de desprendimento, esta parte da hélice estaria sujeita ao desgaste oriundo de um maior volume de material encruado. Nas condições de maior velocidade de corte e avanço o desgaste da aresta da ferramenta é tão intenso que a mesma chega ao fim de vida antes

mesmo da hélice começar a desgastar, explicando assim os baixos valores do desgaste de hélice na Figura 4.28.

De maneira similar ao desgaste de hélice, não foi possível realizar uma análise de variância confiável para a rugosidade, representada pelo parâmetro Ra e os demais parâmetros de entrada do processo, uma vez que conforme ilustra o Gráfico de Pareto na Figura 4.46, nenhum dos parâmetros apresentou impacto significativo.

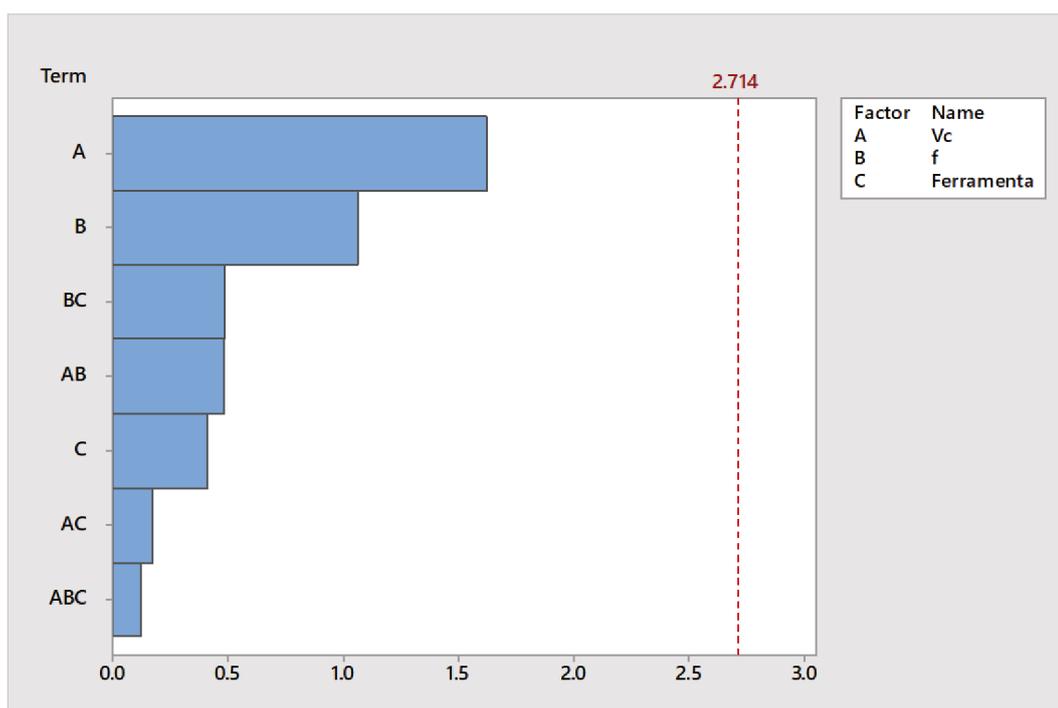


Figura 4.46 – Gráfico de Pareto para análise das variáveis de entrada em relação ao parâmetro de rugosidade Ra durante todos os ciclos de usinagem.

Na Figura 4.47 são apresentadas as médias da temperatura e do Ra durante toda a vida da ferramenta.

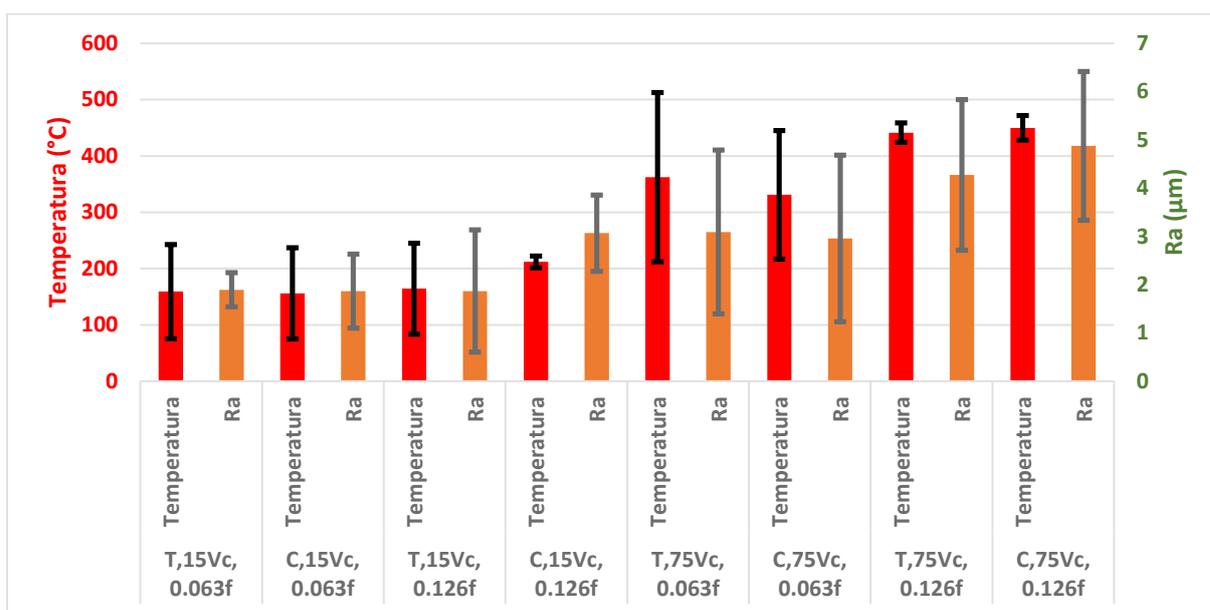


Figura 4.47 – Temperatura e Ra médios durante a vida útil das ferramentas para cada condição de usinagem avaliada no fresamento discordante.

Observa-se uma tendência ao aumento da rugosidade com o aumento da potência de usinagem e da temperatura nas proximidades da zona de corte, conforme anteriormente indicado na Tabela 4.6. Esta tendência é confirmada ao se observar a variação acumulada da rugosidade e da temperatura na Figura 4.48.

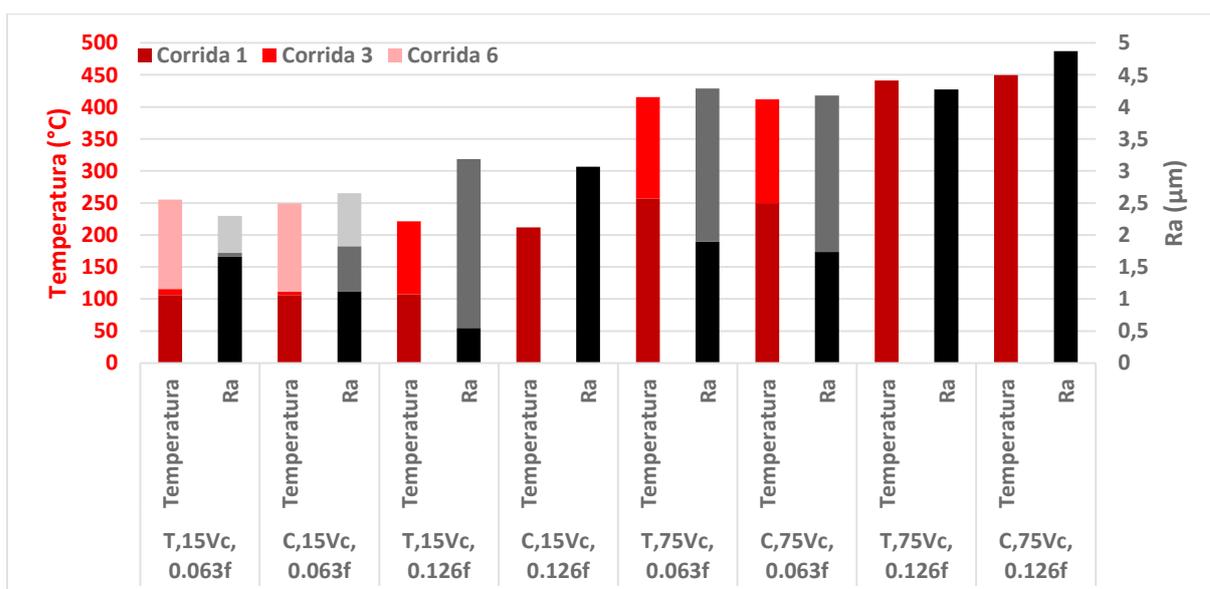


Figura 4.48 – Variação acumulada da temperatura e do Ra em relação a cada ciclo de usinagem.

Este fato pode ser explicado em virtude da região onde foi mensurada a rugosidade ser majoritariamente gerada pela hélice da ferramenta (Figura 3.16), apresentando então a rugosidade resultante uma correlação com os parâmetros de usinagem aproximadamente tão baixa quanto a do desgaste de hélice.

A elevada correlação entre o Ra e a temperatura máxima medida (conforme mostrado na Tabela 4.6) também está relacionada com a área de medição da rugosidade, sendo as máximas temperaturas em geral observadas no ponto final de contato entre a hélice e a peça, mostradas entre as Figura 4.38 e Figura 4.45. Uma vez que esta região apresentou os maiores valores de desgaste de hélice, conforme apresentado entre a Figura 4.30 e a Figura 4.37, a correlação direta com a rugosidade é estabelecida.

Em relação a potência, a sua elevada correlação com o Ra (Tabela 4.6) se dá pelo fato de que proporcionalmente a hélice usina um volume muito maior que a aresta principal da ferramenta, uma vez que a profundidade de corte é cerca de 12 vezes maior que a penetração de trabalho, conforme mostrado pela Tabela 3.7. Uma vez que o desgaste da hélice está diretamente relacionado com a rugosidade da região medida, fica estabelecida a correlação entre potência de usinagem e Ra.

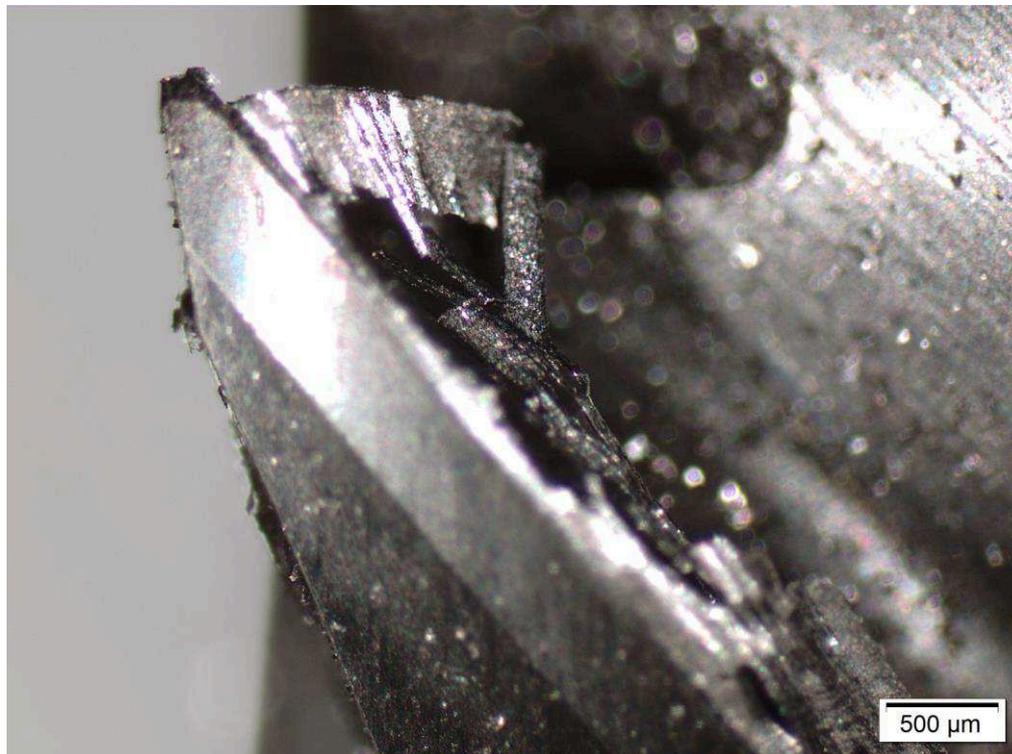


Figura 4.49 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem T, 15V_c, 0,063f.

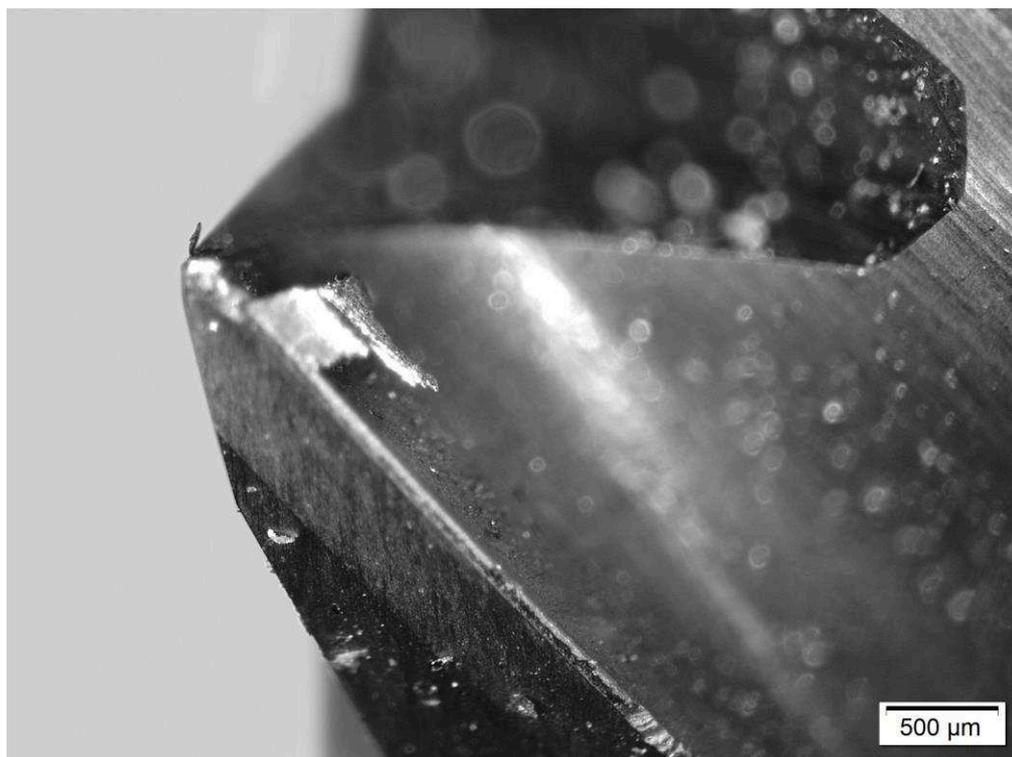


Figura 4.50 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem C, 15V_c, 0,063f.

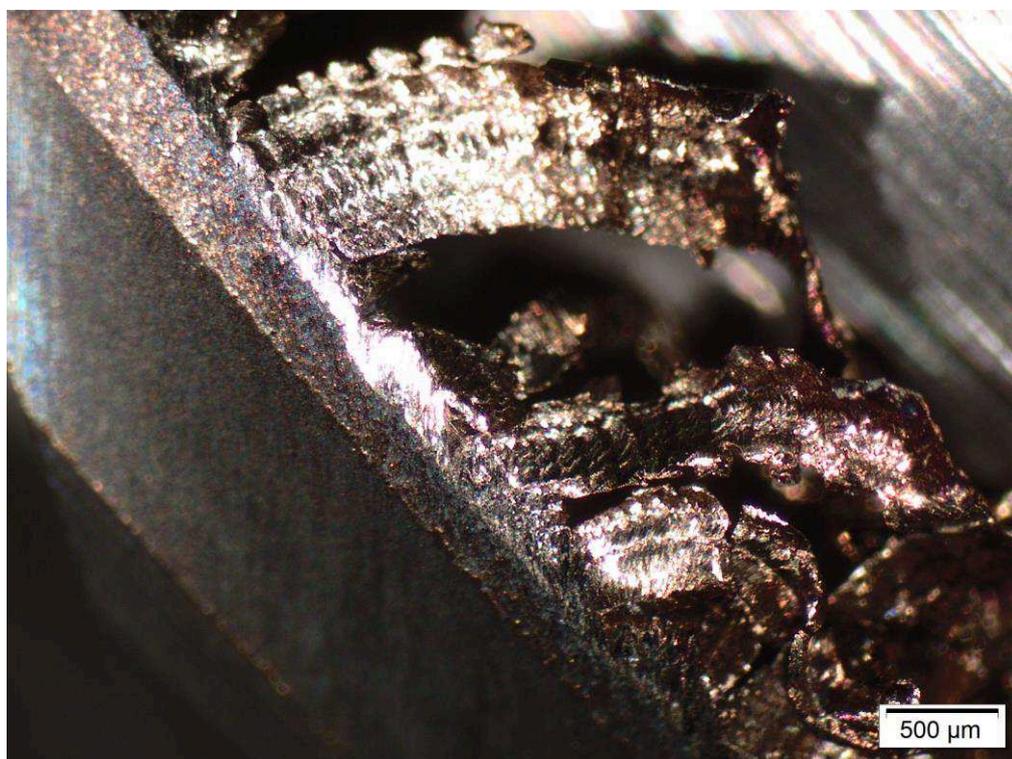


Figura 4.51 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem T, 75V_c, 0,126f.

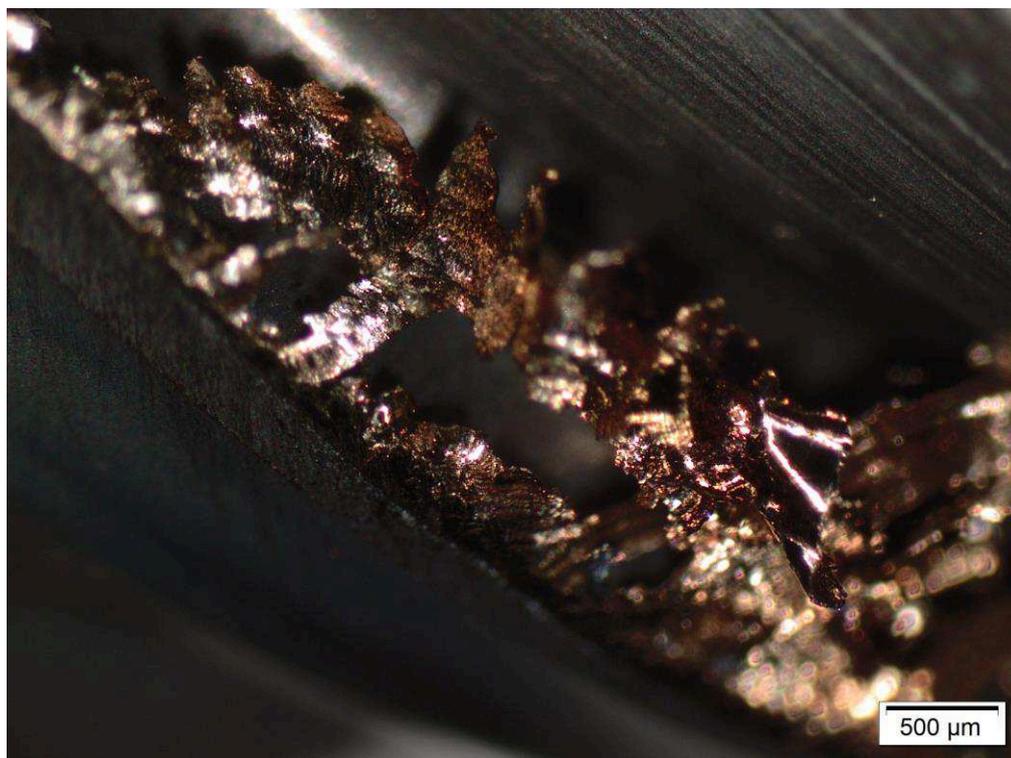


Figura 4.52 – Material aderido à hélice da ferramenta no seu fim de vida na condição de usinagem C, $75V_c$, 0,126f.

Nos ensaios de maior velocidade de corte e avanço, o Ra apresentou uma melhor correlação com a temperatura que o desgaste de hélice. Isso pode ser explicado pelo fato de que o pior acabamento nestas condições não ser oriundo apenas do desgaste das arestas principais e secundárias da ferramenta, como também das elevadas temperaturas da interface de corte, as quais favorece a adesão de material na hélice, conforme apresentado nas Figura 4.49 a Figura 4.52.

Este material aderido altera a geometria da aresta de corte, diminuindo a sua eficiência cisalhante (aumentando assim o valor do Ra) além de aumentar o coeficiente de atrito, aumentando assim a temperatura. Para Venkatesh et al. (1993) e Mcadam Junior e Geil (1939), este aumento de temperatura pode ainda ser corroborado pela cor do cavaco aderido, a qual passa de cinza para dourado nas condições de maiores velocidades de corte (V_c), o que evidencia que a temperatura foi elevada o suficiente para causar a formação de óxidos, mesmo em um material inerte como o Inconel® 718.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

De acordo com os resultados experimentais do fresamento de topo do Inconel® 718 utilizando fresas de metal duro microgrãos das classes TMG30 e CTS18DC, as seguintes conclusões podem ser obtidas:

Testes de Vida / Potência / Rugosidade

- A classe de metal duro da ferramenta (TMG30 e CTS18D), não se mostrou impactante no resultado da vida da ferramenta, provavelmente pelo fato da dureza de ambos as classes utilizadas variarem apenas 3%;
- No corte concordante, apenas o aumento do avanço não gerou uma adesão tão significativa no volume de material, ocasionando um mecanismo de desgaste predominantemente difusivo;
- Para as condições de corte mais brandas, as ferramentas com classe de metal duro TMG30 se mostraram ligeiramente superiores;
- O mecanismo de desgaste dominante para as condições de menor velocidade de corte foi o micro-lascamento. Com o aumento da velocidade de corte observou-se uma evolução para o mecanismo de desgaste difusivo e desgaste adesivo;
- Os valores médios de potência de usinagem e rugosidade superficial (Ra) ao longo da vida da ferramenta mostram que o fresamento discordante não é apropriado para este material, uma vez que resulta nos maiores valores de potência de usinagem e rugosidade superficial (Ra);
- A direção de corte e a velocidade de corte são os fatores que mais influenciam a potência de usinagem e;

- A velocidade de corte e avanço são os fatores que mais influenciam rugosidade superficial média (Ra) durante toda a vida da ferramenta.

Teste de temperatura

- A velocidade de corte apresentou uma maior correlação que o avanço em relação à temperatura máxima de corte;
- As ferramentas apresentaram uma correlação sempre inferior a 20% com as demais variáveis, não sendo, portanto, o tipo de ferramenta estatisticamente significativa no processo;
- A rugosidade, representada pelo parâmetro Ra, apresentou correlações acima de 90% com a temperatura e potência;
- A velocidade de corte e o avanço são os fatores que mais influenciam na temperatura de usinagem do sistema avaliado;
- Para as condições mais brandas (menor avanço e velocidade de corte) os ciclos de usinagem intermediários, onde a ferramenta apesar de desgastada ainda não atingiu o critério de fim de vida, apresentaram uma maior variação da potência que da temperatura;
- A baixa capacidade preditiva do modelo para o desgaste de ponta e a baixa correlação entre o desgaste de ponta e as variáveis de entrada podem ser explicadas devido ao longo comprimento de corte adotado. Uma vez que não é possível garantir que a ferramenta atingiu o fim de vida no começo, meio ou fim do ensaio, não é possível saber ao certo o real volume usinado pela ferramenta enquanto a mesma se encontra com desgaste abaixo do limite adotado;
- As temperaturas mais elevadas obtidas nas condições que envolveram maiores velocidades de corte foram também responsáveis por processos de adesão e difusão de material na aresta principal de corte da ferramenta;
- Não houve desgaste significativo no primeiro ciclo de usinagem para as condições de velocidade de corte e avanço baixos, sendo o incremento na temperatura do ciclo seguinte pouco relevante quando comparado ao incremento no ciclo em que a ferramenta chegou ao fim de vida.
- A concentração do desgaste na parte superior da hélice pode ser explicada pela tendência a concentração das maiores temperaturas na região de contato superior entre a hélice da ferramenta e a peça;
- A concentração de temperatura e desgaste na ponta da hélice pode ser explicada pela presença no topo da peça usinada de rebarbas oriundas dos ciclos anteriores de

usinagem, já que o Inconel® 718 é um material de elevada encruabilidade e essas rebarbas apresentam uma elevada dureza e;

- Observou-se uma tendência ao aumento da rugosidade com o aumento da potência de usinagem e da temperatura nas proximidades da zona de corte.

Sugestões para trabalhos futuros

- Investigar a utilização de outras condições (velocidade de corte, profundidade de corte, penetração de trabalho e avanço), para o fresamento de topo da superliga à base de níquel Inconel® 718, explorando principalmente condições de corte entre as utilizadas neste trabalho;
- Avaliar o fresamento de topo do Inconel® 718 com outras classes de metal duro microgrãos e nanogrãos e;
- Aprofundar o estudo nos mecanismos de desgaste das ferramentas, relacionando-os com a temperatura e a potência durante o corte.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRÃO, A. M. The machining of annealed and hardened steels using advanced ceramic cutting tools. Tese (Ph.D.). University of Birmingham, 1995.
- ALAUDDIN, M.; BARADIE, M. A. El; HASHMI, M. S. J.. Optimization of surface finish in end milling Inconel 718. Journal Of Materials Processing Technology, [s.l.], v. 56, n. 1-4, p.54-65, jan. 1996. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)01820-4](http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136(95)01820-4).
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. API SPEC 6A718: Specification of Nickel Base Alloy 718 (UNS N07718) for Oil and Gas Drilling and Production Equipment. Washington, Dc: Api, 2004.
- ASM METALS HANDBOOK v.2, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, ASM International, USA, 1990.
- ASM METALS HANDBOOK, vol.16 ninth ed. p. 677,1989.
- BARBOSA, R. S., B238a Avaliação dos esforços de corte no fresamento frontal da liga de alumínio - silício (A356) quando mantido constante a produção de peças [manuscrito] / Rodrigo da Silva Barbosa. – 2014. 68f. ; il.
- BLASFERWIDIA. Disponível em: <<http://www.brasferwidia.com.br/fresas-intercambiaveis>>. Acesso em: 2018 jun. 2018.
- BOX, G.E.P.; BISGAARD, S., The scientific context of quality improvement. Quality Progress, v.20, n.6, p.54-61, Jun. 1987
- BUTTON, S. T., Metodologia para planejamento experimental e análise de resultado. São Paulo, Universidade Estadual de Campinas. /Apostila/ 2001
- CARPINETTI, L. C. R., Planejamento e Análise de Experimentos, Universidade de São Paulo, São Carlos – SP, 2006
- CIMM (Org.). Elementos de uma ferramenta de corte. Disponível em: <http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/3251#.WLSIxW8rLIU>. Acesso em: 26 ago. 2017.

CIMM, Centro de Informação Metal Mecânica <www.cimm.com.br>, Acesso em: 24 Fev. 2017.

CÓDIGO G. Disponível em: <https://www.codigog.com.br/item-Micro_fresa_de_topo_reto_2_cortes_0.9mm_x_1.8mm_HRC55_cobertura_AlTi-560.htm>. Acesso em: 2018 jun. 2018.

COZ, G. Le; DUDZINSKI, D.. Temperature variation in the workpiece and in the cutting tool when dry milling Inconel 718. *The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology*, [s.l.], v. 74, n. 5-8, p.1133-1139, 22 jun. 2014. Springer Nature. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-014-6006-1>.

DA SILVA, Leonardo Rosa Ribeiro et al. Cutting Temperatures in End Milling of Compacted Graphite Irons. *Procedia Manufacturing*, v. 26, p. 474-484, 2018.

DAGILOKE, I. F., KALDOS, A., DOUGLAS, S.; MILLS B. High-Speed Machining: an approach to process analysis, *Journal of Materials Processing Technology*. n. 54, p.82- 87, 1995.

DEVILLEZ, A. et al. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. *Wear*, [s.l.], v. 262, n. 7-8, p.931-942, mar. 2007. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2006.10.009>.

DEVOR, R. E.; CHANG, T.; SUTHERLAND, J. W., Statistical quality design and control - Contemporary concepts and methods. New Jersey, Prentice Hall, Inc. Cap.15-20, p.503-744. 1992

DEWES, R. C. E ASPINWALL, D. K., A, Review Of Ultra High Speed Milling Of Hardened Steels, *Journal Of Materials And Processing Technology*, N. 69, 1997. p. 1-17.

DINIZ, Anselmo Eduardo; MARCONDES, Francisco Carlos; COPPINI, Nivaldo Lemos. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. São Paulo: Mm Editora, 2000.

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*, [s.l.], v. 44, n. 4, p.439-456, mar. 2004. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0890-6955\(03\)00159-7](http://dx.doi.org/10.1016/s0890-6955(03)00159-7).

EZUGWU, E. O.. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal Of Machine Tools And Manufacture*, [s.l.], v. 45, n. 12-13, p.1353-1367, out. 2005. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003>.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M.; MACHADO, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. *Journal Of Materials Processing Technology*, [s.l.], v. 86, n. 1-3, p.1-16, fev. 1999. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0924-0136\(98\)00314-8](http://dx.doi.org/10.1016/s0924-0136(98)00314-8).

FAGA, M. G., MATTIODA, R., SETTINERI, L., Microstructural and mechanical characteristics of recycled hard metals for cutting tools. *2010 CIRP Ann Manuf Technol* 59(1):133–136

FERRAMENTAS GERAIS. Disponível em: <<https://www.fg.com.br/fresa-topo-metal-duro-10mm-5620462---iscar/p>>. Acesso em: 2018 jun. 2018.

FERRARESI, D., *Fundamentos da Usinagem dos Metais*, 12ª Ed. São Paulo; Edgard Blucher, 2006. 751 pgs.

GILLE, G et al. Submicron and ultrafine grained hardmetals for microdrills and metal cutting inserts. *International Journal Of Refractory Metals And Hard Materials*, [s.l.], v. 20, n. 1, p.3-22, jan. 2002. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0263-4368\(01\)00066-x](http://dx.doi.org/10.1016/s0263-4368(01)00066-x).

HUNT, J. L., SANTHANAM, A. T., 1990, "Coated Carbide Metal Cutting Tools: Development and Applications", The Winner Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers, vol. 25-30, pp. 139-155.

ISCAR LTD. (Israel). Conceitos básicos de usinagem. Tefen, 2001.

ISO Standard n. 513(E). Classification and Application of Hard Cutting Materials for Metal Removal with Defined Cutting Edges - Designation of Main Groups and Groups of Application, 2004.

KOELSCH, J R. Ferramentas de carbeto...o estado-da-arte. Máquinas e Metais, São Paulo, v. 415, n. 1, p.186-201, ago. 2000.

KOMANDURI, R. "Tool materials". Kirk-Othmer Encyclopedia of Chemical Technology. 4 ed. New York: John Wiley & Sons, 1997.

KRABBE, D. F. M. Otimização do Fresamento do Aço Inoxidável Aeronáutico 15-5 PH. 2006. 119 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

LI, W. et al. Effect Tool Wear During End Milling on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718. Procedia Cirp, [s.l.], v. 14, p.546-551, 2014. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.056>.

MACHADO, A. R.; Da SILVA, M. B.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; Teoria Da Usinagem dos Metais, 3ª Ed. São Paulo; Editora Edgard Blucher, 407 pgs; 2015.

MACHADO, Á. R.; SILVA, M. B. Usinagem dos Metais. Apostila, DEEME - UFU, 2004, p.174.

MANKINS, W. L., LAMB, S., Nickel and Nickel Alloys, ASM Handbook vol2., 9th edition, pp 428- 445.

MARQUES, Armando. Torneamento de Inconel 718 com Aplicação de Lubrificantes Sólidos.2015. 227 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2015.

MCADAM JUNIOR, Dunlap J.; GEIL, Glenn W.. Rate of Oxidation of Steels as Determined from Interference Colors of Oxide Films. Journal Of Research Of The National Bureau Of Standards, Washington, v. 23, n. 1, p.63-124, jul. 1939.

MELO, A. C. A., Estudo das Trincas de Origem Térmica Geradas em Ferramentas de Metal Duro Durante o Fresamento Frontal, 2001. 173f, Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

MELO, A.C.A.; VIANA, R.; BARBOSA, F. Q. & MACHADO, A. R, Variação da Temperatura de Usinagem com a Profundidade de Corte e Avanço por dente no Fresamento de Topo, 9º Colóquio De Usinagem, Uberlândia 2005.

METAL POWDER REPORT, Cutting-edge tools for 21st Century metal machining, January 2009

METALICA, Portal Metálica < <http://wwwo.metlica.com.br/fresamento-e-suas-finalidades>>, Acesso em: 04 Mar. 2018.

MONTGOMERY, D.C. Diseño y análisis de experimentos. Trad.por Jaime Delgado Saldivar. Mexico, Iberoamérica. 1991

- ORTNER, Hugo M.; ETTMAYER, Peter; KOLASKA, Hans. The history of the technological progress of hardmetals. *International Journal Of Refractory Metals And Hard Materials*, [s.l.], v. 44, p.148-159, maio 2014. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2013.07.014>.
- PASTOR, H. "Present status and development of tool materials. Part I – Cutting tools". *International Journal of Refractoryand Metals*, v. 6, n. 4, dezembro 1987, p. 196-209.
- PATEL, S. J.; SMITH, G. D.. The role of Niobium in wrought superalloys. In: *INTERNATIONAL SYMPOSIUM NIOBIUM 2001*, 1., 2001, Orlando. Proceedings... . Orlando: Tms, 2001. p. 1081 - 1102.
- RIBEIRO, J. L. S.; ABRÃO, A. M.; SALES, W. F. Forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes. In: *16 POSMEC- Simpósio de Pós-graduação em Engenharia Mecânica*, 2006, Uberlândia. anais do 16 POSMEC, 2006.
- RICHARDS, N.; ASPINWALL, D.. Use of ceramic tools for machining nickel based alloys. *International Journal Of Machine Tools And Manufacture*, [s.l.], v. 29, n. 4, p.575-588, jan. 1989. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955\(89\)90072-2](http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955(89)90072-2).
- STEMMER, C. E., Ferramentas de corte II, 2º ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995.
- SUAREZ, M. P. Fresamento De Canais Da Liga De Alumínio Aeronáutico 7075-T7. 2008. 111 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- SUGAHARA, Tarcila et al. ESTUDO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA SUPERLIGA INCONEL 718 APÓS ENSAIOS DE TRAÇÃO A QUENTE. *Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração*, São Paulo, v. 11, n. 2, p.99-104, abr/jun. 2014.
- TELES, J. M., 2007, Torneamento de Ferro Fundido Nodular Ferritizado com Nióbio Utilizando Ferramentas de Metal Duro, Itajubá, 105 p. Dissertação (Mestrado em Projeto e Fabricação) - Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.
- TOH, C.K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Dublin, v. 167, p. 110-118, 2006.
- TRENT, E. M. "Metal cutting and the tribology of seizure: III Temperature in metal cutting". *Wear*, V. 128, p. 65-81, 1988a.
- TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K., *Metal Cutting* , Butterworths-Heinemann. 4.Ed. Ltd, London, 2000.
- TSAI, M.Y., CHANG, S.Y., HUNG, J.P., WANG, C.C., Investigation of milling cutting forces and cutting coefficient for aluminum 6060-T6, *Computers and Electrical Engineering* 000 (2015) 1–11
- ULUTAN, D., OZEL, T., Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review, *International Journal of Machining Tools & Manufacture*, 5 p. 250 - 280, 2010.
- UPADHYAYA, Gopal S.. *Cemented Tungsten Carbide: Production, properties and testing*. New Jersey: Noyes Publications, 1998. 403 p.
- VENKATESH, V.c. et al. A Study of Chip Surface Characteristics during the Machining of Steel*. *Cirp Annals - Manufacturing Technology*, [s.l.], v. 42, n. 1, p.631-636, jan. 1993. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0007-8506\(07\)62526-8](http://dx.doi.org/10.1016/s0007-8506(07)62526-8).

WHITE, C. H.. Nickel Base Alloys. The Development Of Gas Turbine Materials, [s.l.], p.89-119, 1981. Springer Nature. http://dx.doi.org/10.1007/978-94-009-8111-9_4.

ZHANG, S.; LI, J. F.; WANG, Y. W.. Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. *Journal Of Cleaner Production*, [s.l.], v. 32, p.81-87, set. 2012. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jclepro.2012.03.014>.