

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

INFLUÊNCIA DO GÁS ARGÔNIO NA VIDA DA FERRAMENTA DE METAL-DURO
DURANTE O TORNEAMENTO DA SUPERLIGA VRC625

por

Valmor Schirmann Filho

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Abril de 2019.

INFLUÊNCIA DO GÁS ARGÔNIO NA VIDA DA FERRAMENTA DE METAL-DURO
DURANTE O TORNEAMENTO DA SUPERLIGA VRC625

por

Valmor Schirmann Filho
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Aprovada por:

Prof. Dr. Dilson José Aguiar de Souza

UNISINOS

Prof. Dr. Flávio José Lorini

PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Heraldo José de Amorim

DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 26 de Abril de 2019.

Aos meus pais.

Se você não sabe aonde quer ir, qualquer caminho serve.

(Lewis Carroll)

AGRADECIMENTOS

Agradeço a meus pais e amigos pelo incentivo e carinho ao longo desses anos para conclusão dessa importante etapa.

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, pelo auxílio, pela motivação e, principalmente, pelo conhecimento compartilhado durante a pesquisa, a experimentação e o desenvolvimento da dissertação.

À UFRGS (Universidade Federal do Rio Grande do Sul) e ao PROMEC (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica).

À empresa Novalloy – Aços e Ligas Especiais, que disponibilizou o material utilizado.

À empresa Metalúrgica Venâncio LTDA., pela infraestrutura disponibilizada para a preparação do corpo de prova e análise química da amostra.

À empresa Continental Ferramentas, pela doação dos insertos utilizados.

Ao técnico do LAUS (Laboratório de Automação em Usinagem), Guilherme Vargas Schirmer, pela disponibilidade, auxílio e orientação na execução dos experimentos.

Aos colegas de curso, Everton Cristiano Feix, M. Sc. Rafael Farias Garcia, M. Sc. Elias Samuel Cristo Espíndola e M. Sc. Andressa Caroline da Silva Carvalho e aos amigos Henrique Baier, Luiz Carlos de Moura, e Eduarda Jacobi que sempre estiveram dispostos a ajudar e auxiliar no desenvolvimento desse trabalho.

Aos professores, mestres, e a todos que direta ou indiretamente fizeram parte da minha formação, o meu muito obrigado.

RESUMO

Superligas à base de níquel possuem elevada resistência mecânica, aliada a uma baixa condutividade térmica. São recomendadas para aplicações em ambientes corrosivos e altas temperaturas como em componentes mecânicos para indústria aeroespacial, química e petrolífera. Entretanto, apresentam baixa usinabilidade. Por isso, a elevada taxa do desgaste da ferramenta de corte e a busca por novas técnicas lubrificantes ambientalmente corretas, que minimizem os efeitos das altas temperaturas nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, são um dos principais desafios dos pesquisadores durante a usinagem desses materiais. Nesse contexto, realizaram-se ensaios de vida da ferramenta de metal-duro classe S com revestimento PVD utilizando gás argônio durante o torneamento da superliga VRC625 em comparação ao corte a seco. Em ambos os casos (a seco e com gás argônio) foram analisadas as falhas (desgastes e avarias) das ferramentas, as magnitudes das componentes ortogonais da força de usinagem (passiva, corte e avanço), as rugosidades das superfícies usinadas (perfis e parâmetros) e as geometrias dos cavacos gerados. Os resultados apresentaram aspectos favoráveis à utilização do gás argônio, pois promoveu um aumento de 10% na vida útil da ferramenta e redução de 47% no desgaste de entalhe. A utilização do gás argônio proporcionou pequena redução na rugosidade das superfícies usinadas (cerca de 5%) e alteração na geometria do cavaco durante a vida da ferramenta. Porém, não foram observadas mudanças significativas nas amplitudes das forças de usinagem e nas geometrias dos cavacos formados.

Palavras-chave: Torneamento da superliga VRC625; Gás argônio; Vida da ferramenta; Força de usinagem; Rugosidade da superfície usinada.

ABSTRACT

Nickel-based superalloys have high mechanical strength allied with low thermal conductivity. They are recommended for applications in corrosive and high temperatures environments as in mechanical components for the aerospace, chemical and oil industries. However, they have low machinability. Therefore, the high wear rate of the cutting tool and the search for new environmentally correct cooling lubricant techniques, which minimize the effects of high temperatures on the chip-tool and part-tool interfaces, are one of the main challenges faced by researchers during the machining of these materials. Thus, life tests of the ISO-S grade PVD-coated carbide tool using argon gas were performed during turning of the VRC625 superalloy in comparison to dry cutting. In both cases (dry and with argon gas) the tool failures, the magnitudes of the orthogonal components of the machining force (passive force, main cutting force and feed force), the machined surface roughness (profiles and parameters) and the formed chip geometries were analyzed. The results presented favorable aspects to the use of argon gas, as it promoted a 10% increase in tool life and a 47% reduction in notch wear. The use of argon gas provided a small reduction in the machined surfaces roughness (about 5%) and change in the chip geometry during the tool life. However, no significant changes were observed in the amplitudes of the machining forces and the geometries of the formed chips.

Keywords: Turning of VRC625 superalloy; Argon gas; Tool life; Machining force; Machined surface roughness.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivo Principal	3
1.2	Objetivos Secundários	3
1.3	Organização do Trabalho.....	3
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1	Superligas Resistentes ao Calor	4
2.1.1	Superligas à Base de Níquel	5
2.2	Ferramentas de Corte para Usinagem de Superligas.....	7
2.2.1	Geometria das Ferramentas de Corte	10
2.3	Usinabilidade de Superligas.....	12
2.3.1	Desgastes e Vida das Ferramentas de Corte.....	14
2.3.2	Força de Usinagem.....	21
2.3.3	Rugosidade da Superfície Usinada.....	23
2.3.4	Geometria do Cavaco	27
2.4	Métodos de Lubrificação.....	29
3	MATERIAIS E MÉTODOS	35
3.1	Corpo de Prova.....	35
3.2	Caracterização do material	36
3.3	Máquina-Ferramenta	37
3.4	Ferramenta de Corte	38
3.5	Atmosferas de Corte.....	38
3.6	Procedimento Experimental.....	39
3.7	Aquisição dos Sinais de Força	39
3.8	Medição dos Desgastes da Ferramenta.....	40
3.9	Medição de Rugosidade.....	41
3.10	Análise Qualitativa do Cavaco.....	42
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	43
4.1	Análise dos Desgastes da Ferramenta	43
4.2	Análise das Componentes da Força de Usinagem	47
4.2.1	Força Passiva	49
4.2.2	Força de Corte.....	50

4.2.3	Força de Avanço	50
4.2.4	Variação das Forças com os Desgastes	51
4.3	Análise da Rugosidade da Superfície Usinada	52
4.3.1	Rugosidade Média.....	52
4.3.2	Rugosidade Média Parcial	54
4.3.3	Rugosidade Total	54
4.3.4	Perfis de Rugosidade	55
4.4	Análise da Morfologia do Cavaco.....	56
5	CONCLUSÕES	59
5.1	Desgastes da Ferramentas de Corte.....	59
5.2	Força de Usinagem.....	59
5.3	Rugosidade da Superfície	60
5.4	Propostas para Trabalhos Futuros	60
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	61
	APÊNDICE A Evolução do Desgaste da Ferramenta de Corte	69
	APÊNDICE B Valores das componentes da força de usinagem	70
	APÊNDICE C Rugosidades.....	72

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Classificação das superligas [adaptado de Choudhury e El-Baradie, 1998].	5
Figura 2.2	Classificação das ferramentas de metal-duro em função do tamanho de grão. [adaptado de Borba, 2016]	9
Figura 2.3	Influência do tamanho médio de grão na dureza e na tensão de ruptura das ferramentas de metal-duro [adaptado de Rodrigues, 2005].	9
Figura 2.4	Principais ângulos de uma ferramenta de corte [adaptado de Ferraresi, 2011].	11
Figura 2.5	Velocidades de corte para diferentes materiais [adaptado de Borba, 1998].	12
Figura 2.6	Principais desgastes em ferramentas de corte: (a) desgaste de flanco; (b) desgaste de cratera; (c) desgaste de entalhe [adaptado de Mills e Redford, 1983].	14
Figura 2.7	Representação dos desgastes em ferramentas de corte [ISO 3685, 1993]	15
Figura 2.8	Gráfico comparativo da vida da ferramenta para as condições de corte otimizada e crítica no torneamento do torneamento a seco do Inconel [®] 718.	16
Figura 2.9	(a) Vida da ferramenta de corte com diferentes revestimentos; (b) Desgaste máximo de flanco para diferentes revestimentos [adaptado de Jindal et al.,1999].	17
Figura 2.10	Representação dos principais mecanismos de desgaste [adaptada de Astakhov e "Davim, 2008].	17
Figura 2.11	Mecanismos de falha em função da temperatura de corte [adaptada de Klocke, 2011].	19
Figura 2.12	Mecanismos de falha atuantes na usinagem de superligas à base de Ni [adaptada de Klocke, 2011].	19
Figura 2.13	Imagens das superfícies de folga e saída da ferramenta para diferentes velocidades de corte [adaptada de Thakur et al., 2009].	20
Figura 2.14	Componentes ortogonais da força de usinagem [adaptado de Ferraresi, 1995]	21
Figura 2.15	Influência dos parâmetros de corte nas componentes ortogonais da força de usinagem [adaptado de Klocke, 2011].	22

Figura 2.16 (a) Relação entre as componentes da força de usinagem e o desgaste de entalhe da ferramenta de corte [adaptado de Grzesik et al., 2018]; (b) Diagrama tensão-deformação no estado recozido e temperado e revenido [adaptado de Astahkov e Davim et al., 2008].	23
Figura 2.17 Representação gráfica dos parâmetros de rugosidade [Tavares, 2012].	25
Figura 2.18 Variação na rugosidade da superfície usinada em função do tempo de corte [adaptado de Thakur e Gangopadhyay, 2016b].	25
Figura 2.19 Perfis de rugosidade para diferentes avanços [adaptado de Bordin et al., 2014].	26
Figura 2.20 Representação da formação do cavaco [adaptado de Trent e Wright, 2000].	27
Figura 2.21 Classificação da forma e da geometria do cavaco [adaptado de ISO 3685, 1993].	29
Figura 2.22 Formação do cavaco durante a usinagem do Inconel [®] 718, para diferentes velocidades de corte [Dong et al., 2011].	30
Figura 2.23 Representação esquemática da geração de calor durante o corte ortogonal [adaptada Da Silva e Wallbank, 1999].	30
Figura 2.24 Principais métodos de lubrificação aplicados durante o processo de usinagem [adaptada de Sharma et al., 2009].	31
Figura 2.25 Efeitos da velocidade de corte e da lubrificação sobre: (a) força de corte; (b) rugosidade [adaptado de Devillez et al., 2011].	32
Figura 2.26 Vida da ferramenta SiAlON para diferentes atmosferas de corte [adaptado de Lima et al., 2017].	33
Figura 2.27 Efeitos da velocidade de corte e da lubrificação sobre: (a) força de corte; (b) rugosidade [adaptado de Da Silva et al., 2017].	34
Figura 3.1 (a) Imagem do corpo de prova previamente usinado; (b) Torno Frato [®] CDL6241.	35
Figura 3.2 Detalhamento técnico do corpo de prova.	36
Figura 3.3 (a) Espectrômetro Belec 3000S; (b) Espectrometria óptica do material.	36
Figura 3.4 Torno Mazak QTN 100-II	37
Figura 3.5 (a) Imagem do inserto TNMG 160404-ML; (b) Dimensões do inserto; (c) Imagem do suporte DTJNL 2020-K16.	38

Figura 3.6 (a) Sistema de aplicação do gás inerte; (b) Posição do bico aspersor.....	39
Figura 3.7 Desenho esquemático do Sistema Monitor (LAUS/UFRGS).	40
Figura 3.8 Aquisição das imagens de desgaste da ferramenta: (a) microscópio AM-413ZT; (b) Plataforma ajustável e suporte do inserto; (c) Imagem captada pelo Dino Capture 2.0.	40
Figura 3.9 (a) Rugosímetro SurfTest SJ-201P; (b) Procedimento de medição de rugosidade..	41
Figura 4.1 Evolução dos desgastes em função do tempo usinado.....	43
Figura 4.2 Quadro comparativo das imagens dos desgastes na superfície de folga da ferramenta ao longo da sua vida para as duas atmosferas de corte (ampliação 50x).....	45
Figura 4.3 Imagens da fratura da ferramenta após seu fim de vida nas condições de corte: (a) a seco; (b) com argônio (ampliação 50x).....	47
Figura 4.4 Componentes da força de usinagem em função do tempo de corte: (a) a seco; (b) com argônio	47
Figura 4.5 Valores médios da força passiva (F_p) em função do desgaste da ferramenta.....	49
Figura 4.6 Valores médios da força de corte (F_c) em função do desgaste da ferramenta.....	50
Figura 4.7 Valores médios da força de avanço (F_f) em função do desgaste da ferramenta.	51
Figura 4.8 Forças de usinagem a seco e com argônio em função dos desgastes de entalhe e máximo de flanco.....	52
Figura 4.9 Rugosidade média (R_a) para as condições a seco e com argônio. A linha vermelha corresponde ao valor teórico $R_{a-th} = 1,16 \mu\text{m}$	53
Figura 4.10 Rugosidade média parcial (R_z) para as condições a seco e com argônio.	54
Figura 4.11 Rugosidade total (R_t) para as condições a seco e com argônio.....	55
Figura 4.12 Perfis de rugosidade em diferentes períodos de usinagem nas condições de corte a seco e com argônio.	56
Figura 4.13 Imagens dos cavacos gerados na condição de corte a seco.	57
Figura 4.14 Imagens dos cavacos gerados na condição de corte com argônio.	57

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Parâmetros de rugosidade.	24
Tabela 2.2	Tipos de cavaco [adaptado de Klocke, 2011].	28
Tabela 3.1	Composição química da superliga VRC625 (% massa).	37
Tabela 4.1	Classificação dos cavacos conforme ISO 3685, 1993.	58
Tabela A.1	Desgaste da ferramenta de corte para diferentes atmosferas de corte	69
Tabela A.2	Valores da força de usinagem para a condição de corte a seco	70
Tabela A.3	Valores médios da força de usinagem para a condição de corte com argônio.	71
Tabela A.4	Valores médios de rugosidade para condições de corte a seco	72
Tabela A.5	Valores médios de rugosidade para condições de corte com argônio	73

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	<i>American Society for Metals</i>
CBN	Nitreto cúbico de boro
CCC	Cúbica de Corpo Centrado
CFC	Cúbica de Face Centrada
CNC	Controle Numérico Computadorizado
CVD	Deposição Química de Vapor
HSC	<i>High Speed Cutting</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LAUS	Laboratório de Automação em Usinagem
ML	Formador de Cavaco para Altos Avanços
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
NBR	Norma Brasileira
OHSAS	<i>Occupational Health and Safety Assessment Series</i>
PCBN	Nitreto de Boro Cúbico Policristalino
PVD	Deposição Física de Vapor
SiAlON	Nitreto de Alumínio Silício
SiC	Carbeto de Silício
TiAlN	Nitreto de Titânio-Alumínio
TiCN	Carbonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de Titânio
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
WC	Carboneto de Tungstênio

LISTA DE SÍMBOLOS

a_p	Profundidade de corte, [mm]
d	Diâmetro, [mm]
f	Avanço por volta, [mm/rev.]
F	Força resultante, [N]
F_c	Força de corte, [N]
F_f	Força de avanço, [N]
F_p	Força passiva, [N]
K_B	Largura da cratera, [mm]
K_M	Afastamento médio da cratera, [mm]
K_T	Profundidade de cratera, [mm]
l_e	Comprimento de amostragem (<i>cut-off</i>), [mm]
l_m	Comprimento de medição, [mm]
n	Rotação por minuto, [rpm]
r_ε	Raio ponta de ferramenta, [mm]
R_a	Rugosidade média, [μm]
R_q	Rugosidade média quadrática, [μm]
R_{a-th}	Rugosidade média teórica, [μm]
R_t	Rugosidade total, [μm]
R_z	Rugosidade média parcial, [μm]
VB_C	Desgaste de ponta de ferramenta, [mm]
VB_B	Desgaste médio de flanco, [mm]
VB_{MAX}	Desgaste máximo de flanco, [mm]
VB_N	Desgaste de entalhe, [mm]
v_f	Distância de usinagem percorrida [mm]
v_c	Velocidade de corte, [m/min]
γ_0	Ângulo de saída, [$^\circ$]
α_0	Ângulo de folga, [$^\circ$]
χ_r	Ângulo de posição, [$^\circ$]
β_0	Ângulo de cunha, [$^\circ$]
μ	Média da amostra, [adm]
σ	Desvio-padrão da amostra, [adm]

1 INTRODUÇÃO

Superligas à base de níquel (Ni) são utilizadas, principalmente, na fabricação de componentes mecânicos que requerem alta precisão, estabilidade dimensional e elevados padrões de qualidade [Thakur e Gangopadhyay, 2016a]. Essas ligas são usadas para a fabricação de componentes estáticos e dinâmicos presentes nos setores aeroespacial, automotivo e em aplicações industriais, como lâminas, discos, componentes de turbinas e elementos presentes em motores de combustão. Além disso, são frequentemente utilizadas em elementos mecânicos que trabalham a temperaturas acima 500°C em função da sua alta resistência mecânica e à corrosão, aliado com alta resistência a fadiga e fluência [Zhu et al., 2013]. Conforme descrito por Chien et al., 1996, superligas à base de Ni apresentam em sua composição química um alto teor de elementos de liga, conferindo excelentes propriedades mecânicas e térmicas.

Segundo Lima et al., 2017, superligas à base de Ni apresentam baixa usinabilidade devido a diversos fatores, tais como: elevado esforço de corte, em função das altas temperaturas que o material é capaz de resistir, o endurecimento por deformação da superfície da peça, que ocorre durante o processo de corte e contribui para os desgastes de flanco e de entalhe, a presença de carbonetos, que promovem um desgaste abrasivo prematuro da ferramenta, baixa condutividade térmica, que produz elevadas temperaturas na ponta da ferramenta acarretando excessivo desgaste por difusão. Ezugwu et al., 1999, cita que a adesão de níquel sobre a ferramenta de corte é muito comum, o que pode provocar a formação de aresta postiça de corte (APC), aumentando o desgaste da ferramenta, e dificultando o controle da geometria do cavaco, contribuindo para a formação de desgastes de cratera e entalhe.

Diferentes materiais de ferramentas de corte, além de técnicas de lubrificação e/ou refrigeração distintas, são usados para usinar superligas à base de Ni [Kamata e Obiwaka, 2007]. Apesar das atuais ferramentas de corte apresentarem uma elevada tecnologia na sua concepção, os desgastes excessivos e as avarias (trincas, lascamentos e quebra) são comuns na usinagem desses materiais de difícil corte [Lotfi et al., 2016]. Davim, 2011, cita que. Devido às altas temperaturas resultantes na ferramenta, tradicionalmente utiliza-se fluido de corte em abundância para refrigerar e lubrificar as superfícies de contato cavaco-ferramenta e ferramenta-peça durante o corte. A utilização desse fluido reduz o atrito, a temperatura, os desgastes da ferramenta, a força de usinagem, a rugosidade da superfície usinada e as tensões residuais trativas.

Apesar das vantagens do uso de fluidos de corte, é crescente a preocupação com os impactos ambientais e os eventuais danos à saúde dos operadores oriundos de sua utilização [Espíndola e Klafke, 2014; Zeilmann et al. 2009]. As crescentes preocupações ambientais e ocupacionais, reforçadas pelas normas vigentes (ISO 14000 e OHSAS 18000) corroboram para que o fluido de corte seja eliminado ou reduzido da usinagem. Segundo Dixit et. al., 2012, o corte a seco é a melhor solução do ponto de vista ambiental por eliminar uso de fluido de corte, reduzindo os custos, a poluição ambiental, a geração de cavacos com resíduos contaminantes, além de não causar nenhum dano a saúde dos operadores. Entretanto, Devillez et al, 2007, mencionam que o corte a seco acarreta alta geração de calor e menor vida útil da ferramenta, sendo necessário maior cuidado na seleção da mesma, que deve apresentar características específicas para trabalhar nessa condição. Shokrani, et al., 2012, citam que essas desvantagens fazem com que a usinagem a seco, em muitas situações, não consiga proporcionar vida de ferramenta e acabamento da superfície adequada. Além disso, o alto calor gerado na região de corte limita o uso de velocidades de corte mais elevadas.

A usinagem com refrigeração a gás surge como uma alternativa às técnicas de fluido em abundância e de corte a seco, pois não causa nenhum dano à saúde do operador e, em muitos casos, não exige a inserção de arranjos adicionais junto à máquina [Dixit, et al., 2012]. A utilização do gás argônio tem-se mostrado eficiente em alguns processos de torneamento, pois se verifica um aumento na vida da ferramenta (o argônio promove uma atmosfera inerte na região de corte), facilitando o corte e a remoção de cavacos [Kamata e Obiwaka, 2007].

A determinação da condição ideal de trabalho para o processo de usinagem é fundamental para se obter o melhor desempenho da ferramenta de corte aliado à qualidade e à precisão dimensional. A necessidade de novos materiais cada vez mais resistentes, bem como a utilização de um processo mais limpo e eficiente, se faz necessária principalmente para a usinagem de superligas. Superligas à base de Ni apresentam baixa usinabilidade e, por consequência, um alto desgaste e consumo de ferramentas de corte que impactam diretamente nos custos de usinagem, tornando-se imprescindível uma nova abordagem através do desenvolvimento de uma técnica alternativa que compreenda de forma ambiental e econômica tal processo. Apesar de inúmeras vantagens, ainda são poucos os relatos e trabalhos científicos que apresentem uma análise comparativa de diferentes técnicas de lubrificação aplicada à usinagem de superligas à base de Ni que aumentem a eficiência e a qualidade do processo.

1.1 Objetivo Principal

Realizar uma análise comparativa através do ensaio de vida de uma ferramenta de metal-duro revestido durante o torneamento da superliga à base de níquel VRC625 utilizando duas atmosferas de corte (a seco e com gás argônio).

1.2 Objetivos Secundários

Avaliar e correlacionar ao longo da vida da ferramenta em corte a seco e com gás argônio:

- desgastes e avarias da ferramenta;
- força de usinagem e suas componentes ortogonais (passiva, corte e avanço);
- acabamento da superfície usinada (perfis e parâmetros de rugosidade);
- geometria do cavaco.

1.3 Organização do Trabalho

A dissertação foi subdividida em sete partes conforme descrito abaixo:

- Capítulo 1: Introdução. Apresentação da proposta do trabalho e dos objetivos de forma resumida, justificando o tema.
- Capítulo 2: Revisão bibliográfica. Apresentação das principais características das superligas e do aço VRC625, contextualizando a sua usinabilidade com a literatura.
- Capítulo 3: Materiais e métodos. Descrição do procedimento experimental baseado nos objetivos propostos, segmentado em diferentes etapas do experimento.
- Capítulo 4: Resultados. Apresentação e discussão dos resultados encontrados durante a pesquisa através de método descrito relacionando-o com a literatura.
- Capítulo 5: Conclusões. Exibe as principais conclusões obtidas a partir do procedimento experimental e dos resultados, além de sugestões para trabalhos futuros.
- Referências Bibliográficas. Expõe as referências bibliográficas utilizadas durante a elaboração do trabalho.
- Pós-Texto. São apresentados os apêndices contendo os dados referentes à evolução do desgaste da ferramenta, os valores médios da força de usinagem e de rugosidade obtidos durante a experimentação.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica sobre os temas relevantes do trabalho é apresentada ao longo desse capítulo. Esta aborda conhecimentos relativos às superligas e a usinabilidade desses materiais, acabamento da superfície usinada, geometria do cavaco e técnicas de usinagem ambientalmente amigáveis.

2.1 Superligas Resistentes ao Calor

Superligas são materiais que apresentam na sua composição química um alto percentual de elementos de liga, sendo amplamente utilizados em diversas aplicações industriais, tais como as indústrias aeroespacial, automobilística, naval e petroquímica. [Grzesik et al., 2018]. Thakur e Gangopadhyay, 2016a, descrevem que as superligas resistentes ao calor (HRSA – *Heat Resistant Super Alloys*) começaram a ser desenvolvidas a partir da década de 1950, impulsionadas pelo surgimento de máquinas, equipamentos e dispositivos de alta eficiência. Estes itens necessitavam ser produzido com materiais de alta resistência mecânica e com excelentes propriedades térmicas pelo fato de seus elementos estarem submetidos a condições extremas de trabalho.

Em meados de 1980, com a evolução dos processos metalúrgicos de solidificação direcional, foi possível controlar melhor a microestrutura e os contornos de grãos, criando assim inúmeras ligas, com propriedades mecânicas distintas. O surgimento de novas HRSA impulsionou a sua utilização junto à indústria aeroespacial e de energias na confecção de turbinas e elementos mecânicos, e à indústria automobilística na construção de palhetas de turbinas, válvulas bimetálicas de motores a diesel devido à sua elevada resistência mecânica e estabilidade dimensional [Byun e Farrel, 2003; Grzesik et.al., 2018].

As HRSA têm tradicionalmente uma matriz de estrutura cristalina austenítica cúbica de face centrada (CFC). O elemento base de uma superliga é geralmente níquel (Ni), ferro (Fe) e cobalto (Co). A estrutura cúbica de face centrada garante a esses materiais uma alta resistência à tração, à ruptura e à fluência quando comparada com ligas de matriz cúbica de corpo centrado (CCC). A solubilização de elementos de liga junto à matriz austenítica e o controle da precipitação de fases intermetálicas conferem ao material endurecimento e alta resistência mecânica, além de boa resistência ao impacto, à fluência e à fadiga térmica [Ahmed et al., 2018; Kuo et.al., 2009]. Segundo Miao et. al., 2012, as HRSA podem trabalhar

em temperaturas de até 85% do seu ponto de fusão, além de grande estabilidade metalúrgica, boa ductilidade e alta resistência à corrosão e à oxidação.

Conforme Choudhury e El-Baradie, 1998, as HRSA são subdivididas em três grandes grupos, conforme os metais-base que as originam. A Figura 2.1 apresenta alguns exemplos.

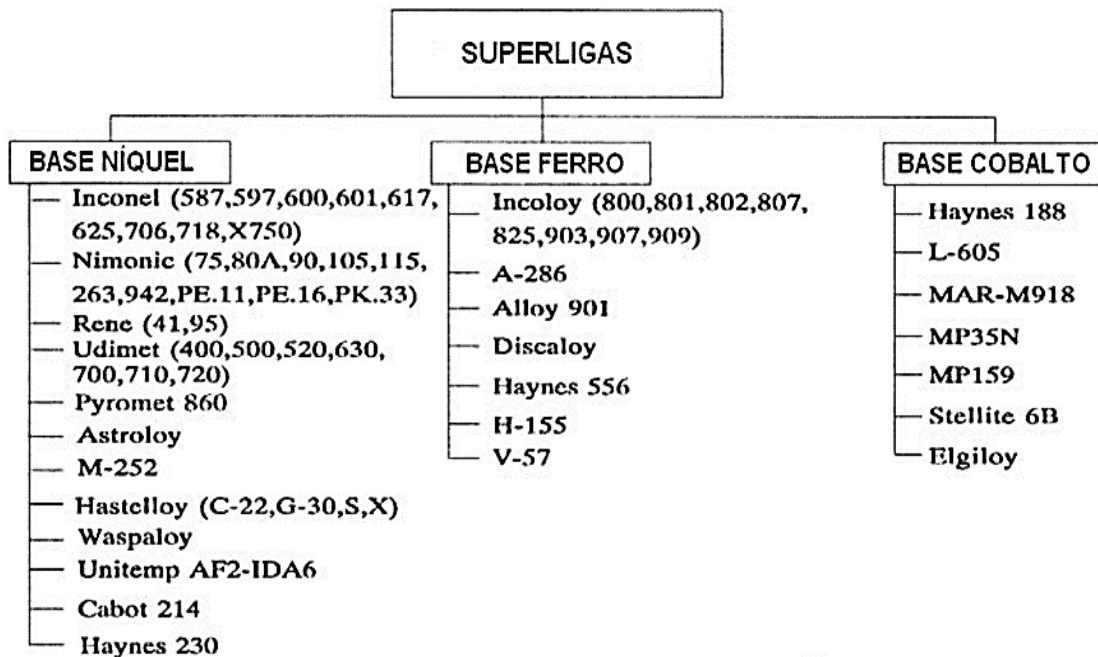


Figura 2.1 – Classificação das superligas [adaptado de Choudhury e El-Baradie, 1998].

Conforme Lima et al., 2012, as superligas à base de Ni constituem o principal grupo dentre esses materiais. A inclusão de elementos de liga confere a essa família uma vasta gama de aplicações, com diferentes microestruturas e propriedades mecânicas distintas.

As superligas à base de Fe apresentam um custo inferior às superligas à base de Ni; entretanto, são recomendadas para aplicações em temperaturas relativamente inferiores. Superligas à base de Co apresentam o custo mais elevado; porém, são indicadas para aplicações específicas, como em equipamentos de exaustão de gases (ambientes corrosivos com a presença de enxofre) [Bhadeshia, 1997; Sarikaya et al., 2016].

2.1.1 Superligas à Base de Níquel

Segundo D'Addona et al., 2017, as superligas à base de Ni apresentam excelentes propriedades térmicas e mecânicas, além de apresentar ótima resistência à fadiga e à fluência e grande capacidade de resistir a condições extremas, como em ambientes corrosivos e de altas temperaturas. A elevada resistência em relação ao seu peso específico (quando comparado ao aço carbono), aliado ao fato de serem fabricados em barras, chapas e

componentes forjados, fazem com que estes materiais sejam aplicados na indústria aeronáutica, onde se estima que mais de 50% das superligas utilizadas sejam à base de níquel [Behera, et al., 2017; Zhu et al., 2013].

As superligas à base de Ni são amplamente utilizadas pelo fato deste conferir grande estabilidade microestrutural e uma matriz de fase austenítica CFC também conhecida como fase gama (γ). Além de estável, essa matriz austenítica, garante a inserção de diferentes elementos de liga que promovem o aumento da resistência mecânica e à fluência em virtude da sua boa solubilidade [Ezugwu, 2005]. A estrutura CFC pode ser reforçada através de solução sólida, endurecimento por precipitação ou por dispersão de carbonetos. A adição de elementos sólidos como o cromo (Cr) garante a resistência à oxidação e corrosão, enquanto a adição de elementos como o cobalto (Co), o molibdênio (Mb) e o tungstênio (W) promovem a estabilidade a altas temperaturas, garantindo maior resistência à fluência. A dispersão de carbonetos se dá em função de que as superligas à base de níquel. Apresentam em sua composição pequenas quantidades de carbono (C), formando pequenos precipitados junto aos contornos de grãos que impedem a movimentação das discordâncias e aumentam à resistência mecânica do material [Ezugwu et al., 2003; Marques et al., 2015].

A crescente necessidade da indústria em desenvolver materiais não ferrosos, cada vez mais resistentes e mais leves faz com que as superligas à base de Ni sejam utilizadas na confecção de elementos mecânicos em diversos segmentos da indústria [Faria, 2007]. Entretanto, o alto custo de usinagem, principalmente em função do desgaste severo das ferramentas de corte, inibe a popularização desses materiais, tornando um desafio para as áreas de Engenharia o aprimoramento desse processo de usinagem [Montazeri et al., 2018].

2.1.1.1 Superliga VRC625

VRC625¹ (Alloy 625 / ASTM B446 / UNS N06625) é uma liga especial de níquel-cromo paramagnética, resistente a altas temperaturas, altas tensões mecânicas, corrosão, soluções alcalinas e diversos ambientes agressivos. O alto teor de níquel (Ni) permite que o material seja praticamente imune à corrosão sob tensão por diferentes compostos orgânicos e inorgânicos. O cromo (Cr) garante resistência à corrosão em altas temperaturas, soluções alcalinas e compostos de enxofre. Possui larga aplicação na indústria química e petroquímica,

¹ Conforme a definição normalizada, o VRC625 deveria ser equivalente ao Inconel®625. No entanto, após a análise química do material recebido (ver Tab. 3.1), o teor de cromo da amostra é 30% menor que o mínimo especificado, o que o caracteriza como Inconel®600.

inclusive em aplicações criogênicas e trabalhos em temperaturas elevadas (na faixa de 1200°C) [Goldberg et al., 1990; Kundu et al., 2016; Li et al., 2015; Villares Metals, 2019; Zhang et al., 2014]. Essas propriedades fazem com que a superliga seja utilizada em diversos segmentos [Special Metals, 2018]:

- Indústria Química: fabricação de aquecedores, torres de refrigeração de ácidos, na construção de evaporadores e na indústria de celulose;
- Indústria de Tratamento Térmico: construção de carrinhos e muflas de sistemas de elevação;
- Indústria Aeroespacial: confecção de componentes do motor e fuselagem que devem suportar altas temperaturas, como fechaduras, tubos de escape e vedantes de turbina;
- Indústria Nuclear: construção de rotores e eixos de turbinas pelo fato de apresentar alta resistência à corrosão por água de alta pureza.

Conforme descrito por Ezugwu, 2005, a adição de elementos de liga confere a esse material excelentes propriedades mecânicas e térmicas. Entretanto, esses elementos (Ni, Cr e Mo) dificultam a sua usinagem em virtude de sua resistência à fluência e a altas temperaturas, promovendo um desgaste severo da ferramenta. Outro fator que reduz a usinabilidade dessas ligas é a sua baixa condutividade térmica (em torno de 15 W/m·K), o que reduz a dissipação do calor e sobreaquece a ferramenta que, por consequência, reduz a sua vida útil.

2.2 Ferramentas de Corte para Usinagem de Superligas

As ferramentas de corte são componentes utilizados na usinagem de materiais para remoção de cavaco. Estas devem apresentar dureza superior ao material que está sendo usinado, sendo confeccionadas geralmente em aço carbono, aço rápido, metal-duro, cerâmica, PCBN e diamante [Diniz et al., 2013].

As ferramentas para usinagem de superligas à base de Ni devem apresentar propriedades específicas, tais como excelente resistência aos mecanismos de desgaste, estabilidade química a altas temperaturas, alta dureza, alta tenacidade e alta condutividade térmica, além de elevada resistência mecânica e ao choque térmico [Ezugwu et al., 1999; Ezugwu et al., 2003; Therezani et al., 2013]. Em geral, utilizam-se ferramentas à base de cerâmica (mistas ou reforçadas com *whiskers*) e ferramentas de metal-duro (com grãos extra ou ultrafinos). A segunda (metal-duro) possui maior aceitação devido ao seu menor custo e à sua maior tenacidade (ou resistência aos choques térmicos e mecânicos).

Sandivik, 2019, destaca que as ferramentas de corte são classificadas conforme norma ABNT NBR ISO 1832:2016 sendo projetadas para diferentes grupos (P, M, K, N, S e H), pelo fato de cada material apresentar propriedades mecânicas composições químicas diferentes ou tratamentos térmicos distintos. As superligas à base de Ni são comumente usinadas com ferramentas tipo S. Como supracitado, essas superligas apresentam baixa usinabilidade. Além de causarem a adesão de material na ferramenta (dificultam o corte e promovem o aquecimento da peça e da ferramenta), o alto grau de encruamento (endurecimento por trabalho de deformação) e a baixa condutividade térmica (concentração de calor na cunha de corte) reduzem consideravelmente a vida da ferramenta.

No caso das ferramentas cerâmicas, a combinação do carboneto de titânio (TiC) ao óxido de alumínio (Al_2O_3) confere excelentes propriedades térmicas e maior resistência ao desgaste, enquanto que as ferramentas reforçadas com *whiskers*, através de pequenas partículas de carbonetos de silício (SiC), conferem maior condutividade térmica e tenacidade [Choudhury e El-Baradie, 1998]. Por possuírem excelente resistência ao desgaste, estabilidade química a temperaturas elevadas e alta dureza, ferramentas cerâmicas geralmente são aplicadas em maiores velocidades de corte quando comparadas às de metal-duro. Entretanto, o seu alto custo, aliado à sua maior fragilidade, inviabilizam economicamente a utilização dessas ferramentas em alguns processos de usinagem de superligas à base de Ni quando comparada com a de ferramentas de metal-duro [Kumar et al., 2018].

As ferramentas de metal-duro são fabricadas a partir de diferentes materiais, podendo apresentar composições químicas e propriedades mecânicas distintas. Estas ferramentas são produzidas pelo processo de metalurgia do pó, sendo composta por pequenos carbonetos de tungstênio (WC) refratários compactados a altas pressões e posteriormente sinterizados. O processo garante à ferramenta alta dureza e alta resistência à compressão, conferindo-lhe elevada resistência mecânica e alta tenacidade [Borba et al., 2016]. Entretanto, o seu desempenho em usinagem está relacionado diretamente com a sua composição química, a quantidade de elemento ligante utilizada, o tamanho do grão do substrato e o tipo de revestimento [Rodrigues, 2005].

A Figura 2.2, adaptada de Borba, 2016, apresenta a classificação das ferramentas de metal-duro em função do tamanho do grão do carboneto de tungstênio (WC), enquanto que a Figura 2.3, adaptada de Rodrigues, 2005, apresenta o tamanho médio do grão da ferramenta relacionando com a dureza e a tensão de ruptura. Observa-se que com a alteração do tamanho do grão há uma modificação da dureza e da resistência da ferramenta.

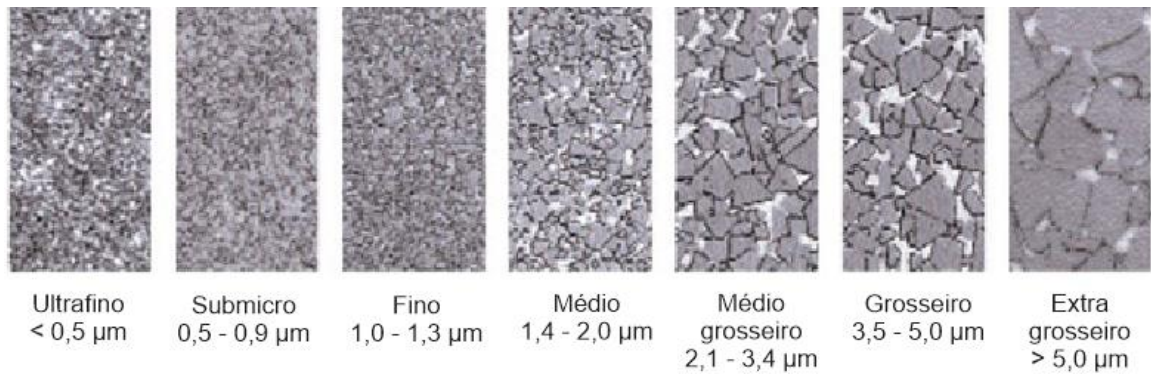


Figura 2.2 – Classificação das ferramentas de metal-duro em função do tamanho de grão. [adaptado de Borba, 2016]

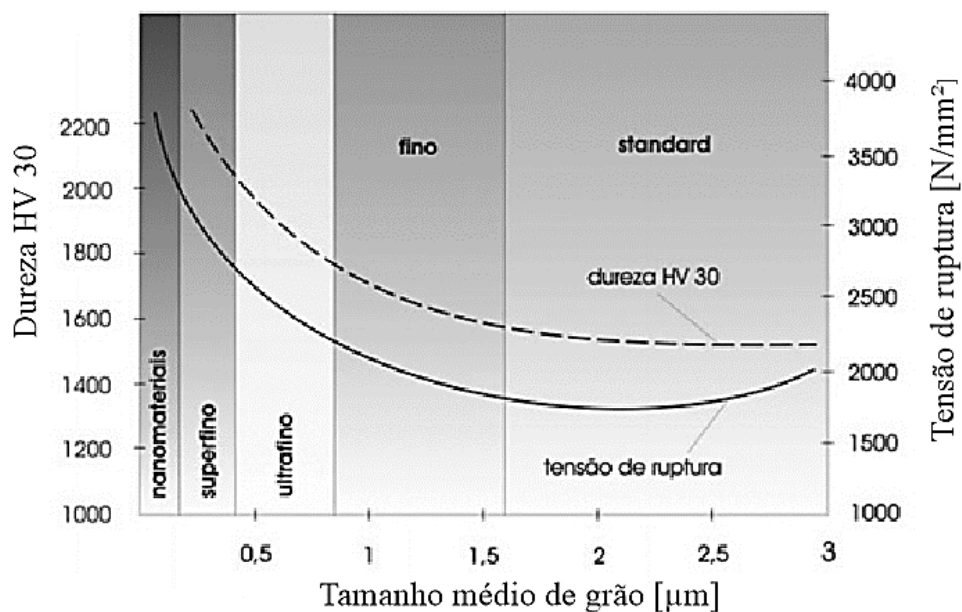


Figura 2.3 – Influência do tamanho médio de grão na dureza e na tensão de ruptura das ferramentas de metal-duro [adaptado de Rodrigues, 2005].

Diversas pesquisas visam realizar análises comparativas com diferentes classes de ferramentas e tamanhos de grãos distintos, a fim de determinar a ferramenta adequada ao processo de usinagem. Rosa, 2017, descreve que as ferramentas com grãos menores que $1\ \mu\text{m}$ apresentam um maior fator de empacotamento, o que aumenta consideravelmente as resistências mecânica e ao desgaste, características indispensáveis na usinagem de aços inoxidáveis e superligas resistentes ao calor (HRSA). Borba, 2016, cita ainda que grão menores que $1\ \mu\text{m}$ reduzem a condutibilidade térmica da ferramenta, reduzindo a afinidade química entre a ferramenta e o material e garantindo uma resistência maior à aresta de corte. Entretanto grãos maiores que $1\ \mu\text{m}$ tornam a ferramenta mais suscetível ao desgaste de cratera, quando comparada com as demais ferramentas. Grzesik et al., 2018, menciona que

ferramentas de metal-duro com grãos ultrafinos ($< 0.5 \mu\text{m}$) podem ser utilizadas durante o torneamento de superligas à base de níquel, tornando-se uma alternativa econômica às ferramentas cerâmicas.

O revestimento das ferramentas de metal-duro aumenta a resistência ao desgaste e reduz a temperatura e a força de usinagem na aresta de corte, influenciando indiretamente na deformação da ferramenta e na sua vida útil [Kumar et al., 2018]. Trent e Wright, 2000, relatam que existem basicamente dois processos para a aplicação de revestimento em ferramentas de metal-duro: a deposição química de vapor (CVD) a deposição física de vapor (PVD). Na CVD, a formação do revestimento ocorre através de uma reação química do elemento a ser depositado com o substrato em temperaturas entre 850 e 1050°C. Na PVD, a camada é formada através da deposição física de átomos em fornos de baixa pressão em temperaturas entre 400 e 600°C.

O revestimento de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) apresenta dureza e condutividade térmica superiores aos revestimentos de nitreto de titânio (TiN) e carbonitreto de titânio (TiCN). O TiAlN garante à ferramenta uma maior resistência ao desgaste abrasivo e uma maior estabilidade química. Além disso, propicia maior dissipação do calor gerado na usinagem, favorecendo a troca térmica com o cavaco [Nalbant et al., 2009; Soares, 2017].

Zhu et al., 2013, citam que além do tipo de material, da composição química, do tamanho do grão e do tipo de revestimento, o desempenho das ferramentas de corte está também relacionado com a geometria da ferramenta, uma vez que os ângulos e as dimensões adotadas determinam o fluxo do cavaco, influenciando a força de usinagem, geração de calor e a qualidade da superfície usinada.

2.2.1 Geometria das Ferramentas de Corte

A geometria da ferramenta de corte tem influência significativa na formação de cavacos, na geração de calor, no desgaste da ferramenta e no acabamento da superfície usinada. Dessa forma, uma análise criteriosa para a seleção correta dos ângulos, dos raios e das dimensões das ferramentas faz-se necessária, baseada nas características do material a ser usinado, no tipo de processo e nos parâmetros de corte a serem selecionados [Dogra et al., 2013; Ferraresi, 2011, Mitsubishi, 2019; Souza et. al 2016].

A Figura 2.4, adaptada de Ferraresi, 2011, apresenta os principais ângulos de uma ferramenta de corte utilizada em operações de torneamento. As definições dos respectivos ângulos são descritas a seguir.

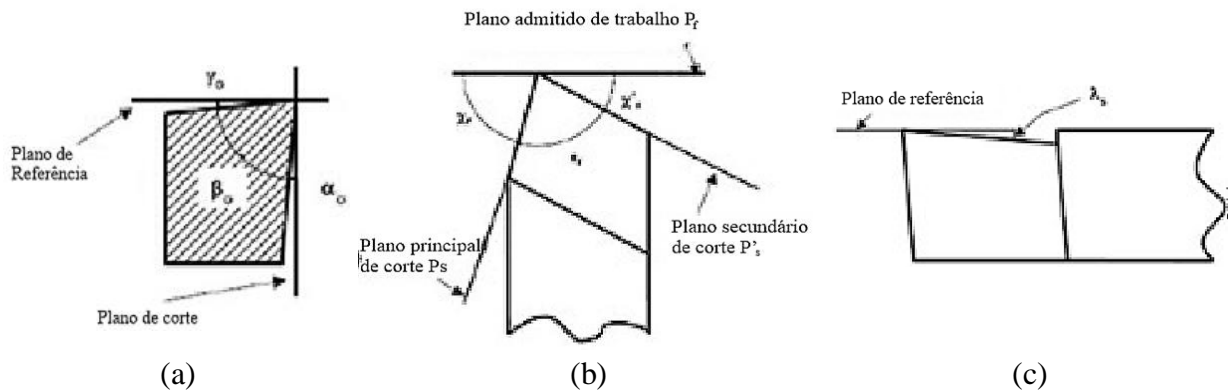


Figura 2.4 – Principais ângulos de uma ferramenta de corte [adaptado de Ferraresi, 2011].

- Ângulo de folga (α_0): impede o contato entre a superfície principal de folga da ferramenta e a peça, favorecendo a usinagem (Fig. 2.4a). Ângulos α_0 pequenos geralmente são recomendados com o intuito de reforçar a cunha de corte contra choques mecânicos.
- Ângulo de cunha (β_0): responsável pelo corte do material e influencia a resistência mecânica da ferramenta e a dissipação de calor (Fig. 2.4a). Maior β_0 gera maiores esforços de corte e maior temperatura, porém com maior área de dissipação térmica.
- Ângulo de saída (γ_0): apresenta grande influência na força de usinagem, na formação de cavacos e na vida da ferramenta (Fig. 2.4a). Na usinagem de materiais dúcteis com alto grau de encruamento (como as superligas à base de Ni) utiliza-se um maior γ_0 (diminui β_0) para reduzir a deformação plástica e facilitar o escoamento do cavaco.
- Ângulo de posição (χ_r): controla o comprimento atuante da aresta principal de corte e está relacionado diretamente com a força de (avanço F_f e passiva F_p), com a seção de corte (largura b e espessura h) e com direção de saída do cavaco (Fig. 2.4b). Recomenda-se $\chi_r \cong 90^\circ$ em torneamento para evitar vibrações pela presença da F_p .
- Ângulo de ponta (ϵ_r): afeta a resistência mecânica da ferramenta, a dissipação de calor e as vibrações (Fig. 2.4b).
- Ângulo de posição secundário (χ'_s): controla o acabamento da superfície usinada, fazendo com que apenas uma pequena parte da aresta secundária de corte entre em contato com a superfície usinada evitando assim vibrações (Fig. 2.4b).
- Ângulo de inclinação (λ_s): controla a direção de escoamento do cavaco e afeta a robustez da cunha da ferramenta. λ_s negativos aumentam a resistência da cunha, mas direcionam o cavaco contra a superfície usinada, podendo danificá-la.

Além dos ângulos, o raio de ponta (r_e) também merece destaque. Este raio representa a curvatura que une as arestas de corte principal e secundária da ferramenta. Influencia diretamente na resistência da aresta de corte e, principalmente, no acabamento da superfície usinada. Maiores valores de r_e favorecem o acabamento da superfície e aumentam a resistência da ponta; entretanto, dificultam o controle do cavaco.

2.3 Usinabilidade de Superligas

A usinabilidade é definida como o grau de dificuldade de um material ao ser processado em diferentes operações como, cortar, torneiar, fresar ou furar um determinado sem que ocorra prejuízo a suas propriedades mecânicas [Rahman et. al., 1997]. A usinabilidade depende das interações entre o material e a ferramenta de corte, sendo normalmente avaliada através de quatro critérios (vida da ferramenta, força de usinagem, qualidade da superfície e formação do cavaco).

A usinabilidade de um material está diretamente relacionada à velocidade de corte empregada. A Figura 2.5, adaptada de Borba, 2016, apresenta faixas de velocidades de corte utilizadas na usinagem de alta velocidade de alguns materiais.

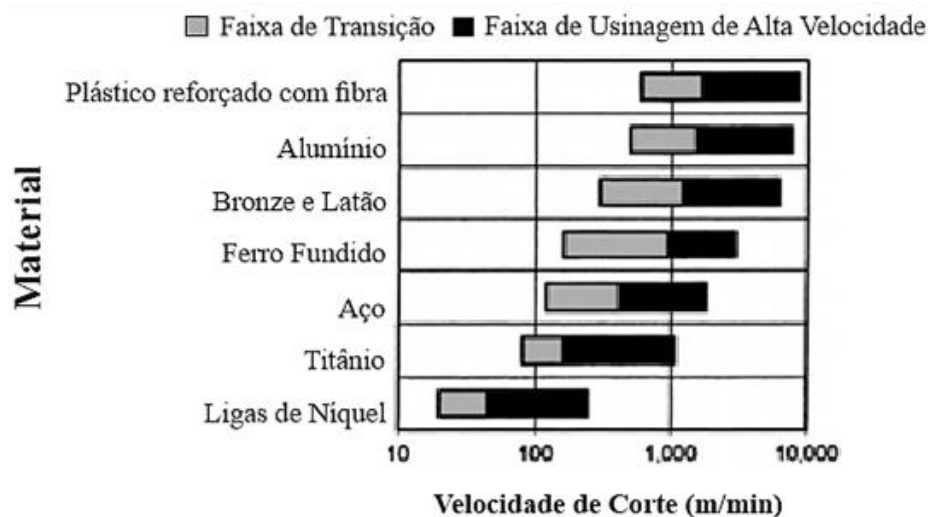


Figura 2.5 – Velocidades de corte para diferentes materiais [adaptado de Borba, 1998].

As superligas à base de Ni apresentam excelentes propriedades mecânicas. Entretanto, devido a essas características, sua usinabilidade é prejudicada. Esse fato causa a motivação de muitos estudos que se concentram na determinação das condições ideais de usinagem através da avaliação da ferramenta de corte, dos parâmetros de corte e de técnicas de lubrificação, visando aumentar a produtividade com a redução de custos [Gama, 2014].

Para exemplificar esta baixa usinabilidade, a Figura 2.5 mostra que as altas velocidades de corte (HSC – *High Speed cutting*) na usinagem de superligas à base de Ni não ultrapassam os 250 m/min, e que convencionalmente, os valores máximos limitam-se a 50 m/min.

De acordo com Choudhury e El-Baradie, 1998, as superligas à base de Ni apresentam uma matriz austenítica muito semelhante aos aços inoxidáveis, que mediante a uma deformação ou taxa de resfriamento acelerado acabam sofrendo encruamento, dificultando a usinagem e podendo causar distorções na peça. Thakur et. al. 2009, citam que essa baixa usinabilidade acarreta uma elevada tensão térmica e mecânica na ferramenta, causando desgaste acelerado e deformação plástica da aresta de corte.

Conforme descrito por Therezani et al., 2013, e Ezugwu, 2003, a usinabilidade de superligas à base de Ni é bem inferior quando comparada a de materiais comumente utilizados na indústria. Essa dificuldade está associada a alguns fatores, tais como:

- Encruamento do material durante o corte, formando desgaste de entalhe na ferramenta;
- Baixa condutividade térmica, gerando acúmulo de temperatura ($\approx 1000^{\circ}\text{C}$) na cunha;
- Alta resistência e alta dureza à quente, causando deformação da aresta durante o corte;
- Desenvolvimento de aresta postiça de corte (APC), prejudicando o acabamento da superfície usinada e promovendo até mesmo o lascamento da ferramenta;
- Desgaste abrasivo da ferramenta devido à presença de carbonetos;
- Formação de cavaco longo e tenaz de difícil controle, contribuindo para as degradações da ferramenta e do acabamento da peça.

Conforme Thakur et al., 2009, as superligas por serem utilizadas principalmente em peças de motores de aeronaves, turbinas, em aplicações marítimas, vasos de pressão e na indústria automobilística, sofrem normalmente algum processo de usinagem, onde se fazem necessários o excelente acabamento e a alta precisão dimensional. Todavia, a baixa condutividade térmica, o encruamento, a presença de partículas abrasivas (carbonetos), a alta dureza, e a afinidade química com o material da ferramenta dificultam a usinabilidade, fazendo com que o torneamento seja um dos principais e mais complexos processos de usinagem, em virtude de se ter uma ferramenta monocortante e a peça estar em movimento.

Faria, 2007, cita que durante o torneamento de uma superliga resistente ao calor criam-se elevadas pressões e temperaturas na zona de contato entre a peça e a ferramentas devido às propriedades térmicas do material, isso exige menores velocidades de cortes devido a alta taxa de encruamento e a formação de APC. Além disso, a alta tenacidade do material promove uma formação de cavaco desorientada em fita ou espiral.

2.3.1 Desgastes e Vida das Ferramentas de Corte

Segundo Machado et al., 2015, o desgaste ocorre basicamente de três formas: desgaste de flanco, desgaste de cratera e desgaste de entalhe. A Figura 2.6, adaptada de Mills e Redford, 1983, caracteriza os desgastes presentes nas ferramentas de corte.

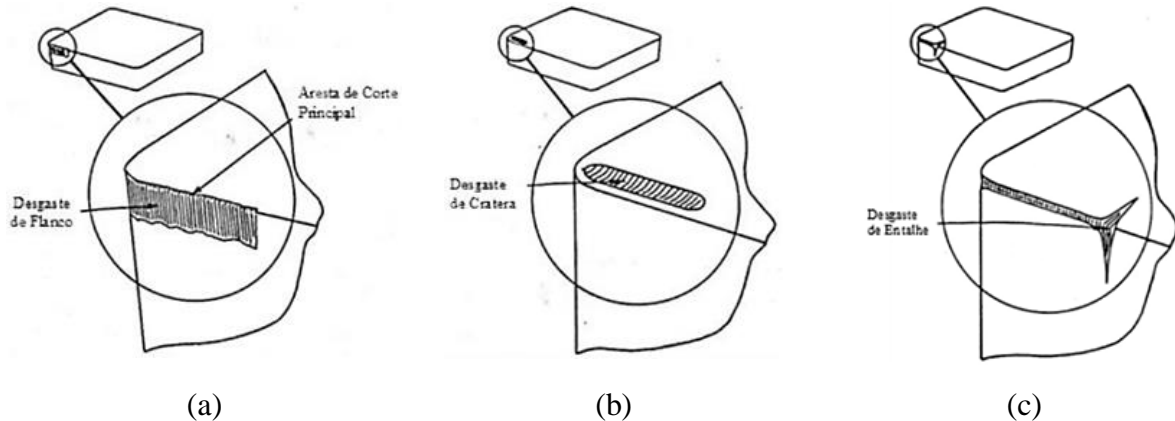


Figura 2.6 – Principais desgastes em ferramentas de corte: (a) desgaste de flanco; (b) desgaste de cratera; (c) desgaste de entalhe [adaptado de Mills e Redford, 1983].

O desgaste de flanco é o mais comum, sendo causado pelo atrito, movimento relativo entre a ferramenta e a peça ocorrendo na superfície de folga da ferramenta. Seu principal efeito é a deterioração do acabamento da superfície devido à modificação da aresta de corte. Dentre os desgastes, esse é mais prejudicial à superfície da peça e por isso é o mais utilizado como um critério de fim de vida da ferramenta [Machado et al., 2015].

Conforme Machado et al., 2015, o desgaste de cratera é causado pelo atrito entre o cavaco e a ferramenta e ocorre na superfície de saída desta. Diniz et al., 2013, citam que esse desgaste é caracterizado por uma fenda longa formada paralelamente à aresta de corte com bordas arredondadas. A sua ocorrência se deve à combinação dos mecanismos de desgaste por abrasão e difusão, e possui maior intensidade quando usadas velocidades de corte mais altas.

Conforme Obikawa e Yamaguchi, 2015, o desgaste de entalhe é muito semelhante ao desgaste de flanco, porém este ocorre nos dois extremos de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. A sua principal característica é uma pequena fissura junto à superfície de folga da ferramenta na linha de profundidade de corte. O seu principal causador é o *attrition*, do cavaco devido à alta pressão, à camada de material endurecido pelo passe anterior. A oxidação também tem influência direta no entalhe devido ao oxigênio presente no ar e no fluido de corte e facilidade deste reagir em altas temperaturas geradas na operação de corte. Esse tipo de desgaste não afeta a integridade da peça, porém afeta a textura. Conforme

Amorim, 2002, dependendo da dimensão e a intensidade do entalhe, essa falha pode atuar como um ponto concentrador de tensão, quebrando a ferramenta.

A ISO 3685, 1993, determina os procedimentos recomendados para os ensaios de vida de ferramenta para o torneamento e demonstra as formas de desgaste em ferramentas com geometria definida conforme Figura 2.7.

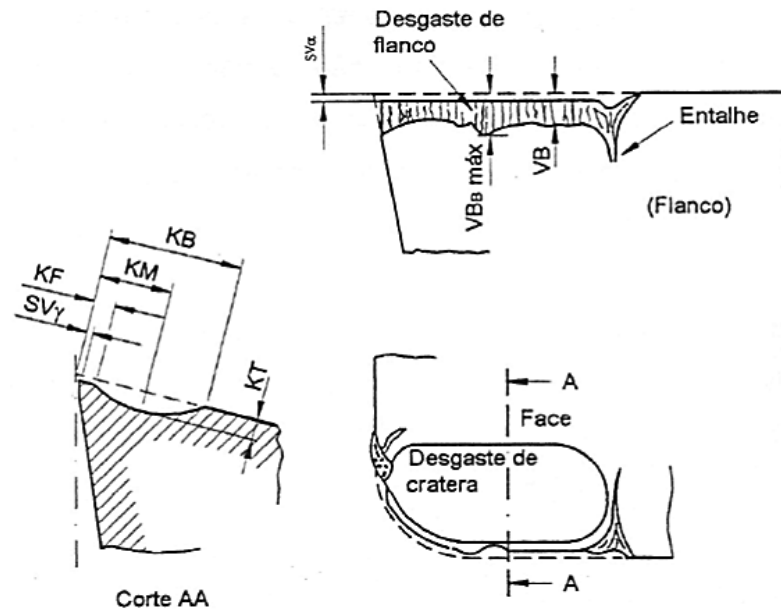


Figura 2.7 – Representação dos desgastes em ferramentas de corte [ISO 3685, 1993]

As superligas à base de Ni são geralmente usinadas com ferramentas de metal-duro. Entretanto, essas ferramentas não suportam altas velocidades de corte e altas temperaturas, o que corrobora para que os principais problemas encontrados durante a usinagem das superligas à base de Ni estejam relacionados às altas temperaturas geradas durante o corte e o atrito na interface cavaco-ferramenta, causando desgastes de ponta (VB_C) e de entalhe (VB_N) [Ezugwu et al., 1999; Ezugwu, 2005; Lima et al., 2017].

Sarikaya et al., 2016, verificaram no torneamento da superliga Haynes[®]25 com ferramentas de metal-duro que altas velocidades de corte aceleram o desgaste da ferramenta e aumentam a rugosidade da superfície usinada, enquanto que com velocidades muito baixas tem-se a formação de aresta postiça de corte (APC) e um desgaste VB_C mais acentuado.

Ferraresi, 1995, descreve a vida da ferramenta como o tempo em que a mesma trabalha efetivamente sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido, como por exemplo, um determinado nível de desgaste da ferramenta ou um grau de acabamento insatisfatório na superfície usinada.

A ISO 3685, 1993, determina que os critérios de fim de vida de uma ferramenta de corte são baseados nas dimensões dos desgastes de flanco e cratera. Junto à superfície de folga, verifica-se a largura média $VB_B = 0,30$ mm e a largura máxima $VB_{MAX} = 0,6$ mm de desgaste de flanco, ou seja, depois de atingido este valor, determina-se o fim de vida da ferramenta. Na superfície de saída da ferramenta, avalia-se a profundidade (K_T), a largura (K_B) e a distância do centro da cratera à aresta de corte (K_M).

O desgaste VB_N é um dos tipos de falha mais comuns encontrados na usinagem desses materiais. Este ocorre devido às ações mecânicas e químicas entre a ferramenta de corte e o material trabalhado durante o processo de usinagem, sendo caracterizado como uma pequena ruptura no limite da parte ativa da aresta de corte onde se originam ou incidem as falhas catastróficas [Kong et al., 2016]. Para Gama, 2014, o desgaste de entalhe fragiliza a aresta de corte aumentando a concentração de tensão na ferramenta, e se caracterizando como o ponto onde ocorre a falha catastrófica da ferramenta. Entretanto, por esse apresentar um crescimento aleatório e imprevisível, diferentes estudos se concentram na sua previsão e redução: Kasim et al., 2013; Zhang et. al., 2012; Zhuang et al., 2014.

Satyanatayana et al., 2018, realizaram o torneamento a seco do Inconel[®] 718 utilizando ferramenta de metal-duro com revestimento PVD variando, através de um projeto de experimentos, a velocidade de corte, o avanço, e a profundidade de corte. Investigaram como variáveis de resposta a rugosidade da superfície usinada, o desgaste da ferramenta de corte e a temperatura na ponta da ferramenta. Posteriormente, os autores compararam os parâmetros mais severos ($vc = 60$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $ap = 0,3$ mm) com a condição otimizada ($vc = 40$ m/min, $f = 0,14$ mm/rev, $ap = 0,1$ mm) encontrada durante o estudo. A curva de vida que representa esta comparação é apresentada pela Figura 2.8.

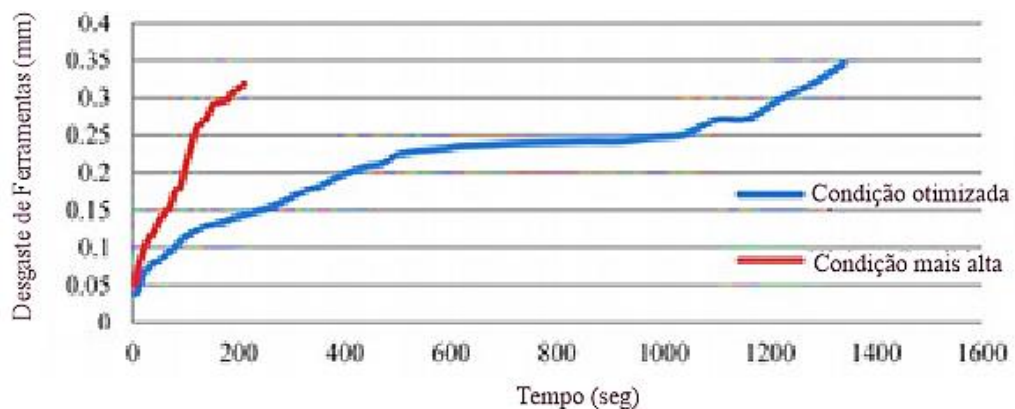


Figura 2.8 – Gráfico comparativo da vida da ferramenta para as condições de corte otimizada e crítica no torneamento a seco do Inconel[®] 718.

Analisando a influência do revestimento na vida da ferramenta, Jindal et al., 1999, realizou o torneamento do Inconel[®]718 em diferentes velocidades de corte (46 e 76 m/min). Pela Figura 2.9, nota-se que as ferramentas com revestimento PVD-TiAlN mostraram o melhor desempenho de usinagem, seguido por ferramentas revestidas com TiCN e TiN. Além disso, apresentaram maior resistência ao desgaste abrasivo e à cratera em função da sua maior dureza à quente e maior resistência à corrosão. Observa-se que para ambas as velocidades de corte, as ferramentas revestidas com revestimento TiAlN, apresentaram desempenho superior às ferramentas com TiCN e TiN, com um significativo aumento na vida útil da ferramenta. Destaca-se ainda que o revestimento TiAlN reduziu os desgastes de cratera e entalhe.

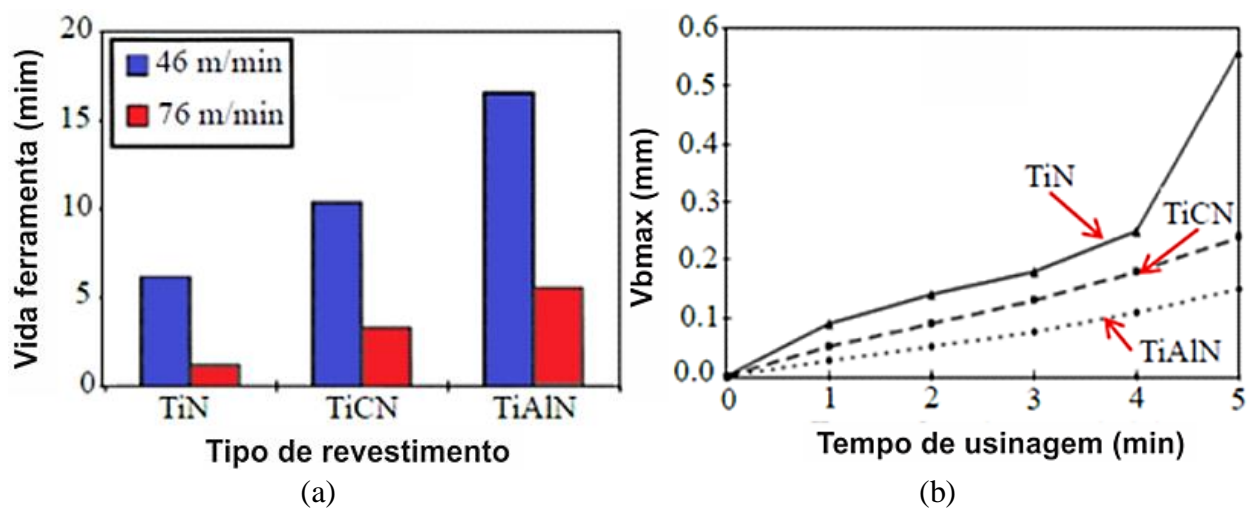


Figura 2.9 – (a) Vida da ferramenta de corte com diferentes revestimentos; (b) Desgaste máximo de flanco para diferentes revestimentos [adaptado de Jindal et al.,1999].

2.3.1.1 Mecanismos de Falha

Astakhov e Davim, 2008, descrevem cinco principais mecanismos de falha na ferramenta de corte: abrasão, adesão, difusão, oxidação e fadiga, conforme Figura 2.10.

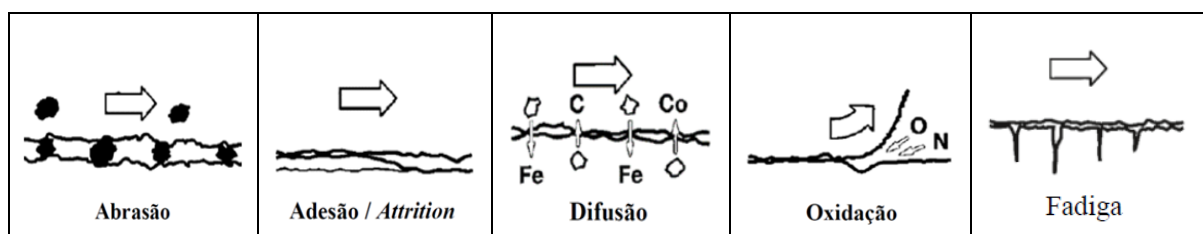


Figura 2.10 – Representação dos principais mecanismos de desgaste [adaptada de Astakhov e Davim, 2008].

A abrasão é o mecanismo mais comum, podendo causar tanto o desgaste de flanco (atrído entre a ferramenta de corte e a superfície usinada) como o desgaste de cratera (atrído entre o cavaco e a ferramenta). O desgaste abrasivo ocorre principalmente em materiais de baixa dureza, pois é incentivado pela presença de precipitados ou partículas duras presentes no material da ferramenta [Machado et al., 2015].

A difusão é um fenômeno microscópico resultante da transferência de átomos de um material para o outro em contato. A transferência de átomos ocorre em função da afinidade química entre os elementos, sendo aumentada em altas temperaturas, e corresponde ao principal mecanismo para a formação do desgaste de cratera [Machado et al., 2015].

A adesão ocorre geralmente em baixas temperaturas e baixas velocidades de corte, e corresponde à formação de um extrato metálico entre duas superfícies de contato, ocorrendo a migração de partículas de uma superfície para outra. A adesão favorece a formação de aresta postiça de corte (APC), e pode ser reduzida através da utilização de lubrificantes com a finalidade de reduzir o atrído entre a peça e ferramenta [Machado et al. 2015]. O *attrition* é um tipo de adesão que surge da aderência de pequenas partículas duras abrasivas que pertencem à peça e ao cavaco que se aderem e se desprendem da ferramenta, sendo arrastadas pelo fluxo irregular de material sobre as superfícies de folga e/ou de saída. Este mecanismo pode ser responsável por diferentes tipos de desgastes (flanco, cratera e entalhe) [Rosa, 2017].

A oxidação está relacionada com a formação de óxidos porosos na superfície da ferramenta, sendo acentuada pela presença do oxigênio da atmosfera, da água contida nos fluidos de corte e das altas temperaturas da região de corte, proporcionando um aumento do desgaste de entalhe [Diniz et al., 2013].

Segundo Trent e Wright, 2000, a fadiga consiste na formação de pequenas fissuras ou trincas na superfície da ferramenta devido às repetidas contrações e expansões térmicas ocasionadas pelo aquecimento durante o corte e o subsequente resfriamento durante o intervalo de corte. Esses tipos de trincas são conhecidos como trincas transversais ou térmicas. As trincas também podem ter origem mecânica causada pela variação de esforços de corte sobre a ferramenta de corte, sendo comumente chamadas de trincas longitudinais.

Cada mecanismo contribui diferentemente para a evolução do desgaste da ferramenta. Entretanto, cada fenômeno sofre influência da temperatura na região de corte. Assim, pode-se considerar que em baixas velocidades de cortes, o mecanismo predominante é o *attrition*, enquanto para velocidades de cortes maiores (onde há aumento da temperatura), os mecanismos são a abrasão, combinada com a difusão e a oxidação [Diniz et al., 2013]. A Figura 2.11, ISO 3685, 1993, relaciona os mecanismos de falha com a temperatura de corte.

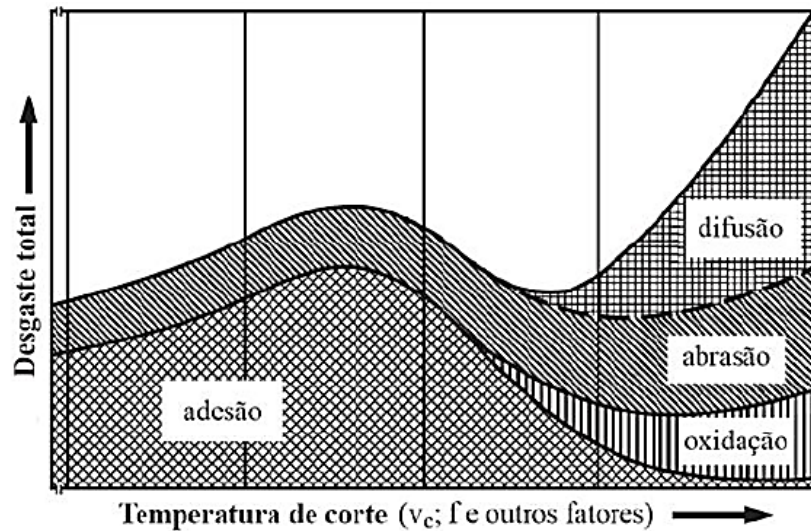


Figura 2.11 – Mecanismos de falha em função da temperatura de corte [adaptada de Klocke, 2011].

Choudhury e El-Baradie, 1998, citam que o entalhe é o principal tipo de desgaste da ferramenta durante a usinagem de superligas à base de Ni. Eles atribuíram esse desgaste ao *attrition* devido às altas temperaturas e à elevada pressão de corte. Klocke, 2011, descreve que em superligas à base de Ni, a formação do entalhe ocorre devido à sobreposição de diferentes mecanismos de falha individuais que se concentram principalmente em um único ponto, conforme mostra a Figura 2.12.

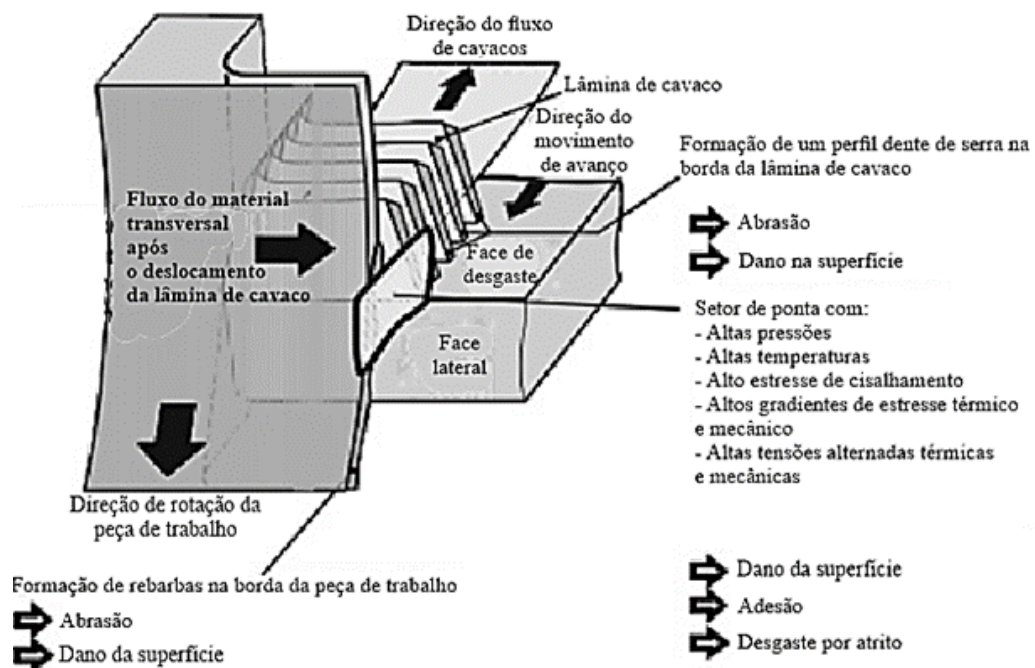


Figura 2.12 – Mecanismos de falha atuantes na usinagem de superligas à base de Ni [adaptada de Klocke, 2011].

- Abrasão: causada pela borda em formato de dente de serra do cavaco formado.
- Adesão: formação de pequenos precipitados duros causados por altas temperaturas e altas pressões de corte, acentuando o desgaste de entalhe através do fluxo do cavaco.
- Oxidação: causada pela reação química do material da peça e ou o material da ferramenta de corte com componentes do meio circundante.
- Fadiga, rachaduras e fissuras: iniciados pela alta tensão térmica e mecânica alternada no material da ferramenta de corte, resultando na formação de cavacos lamelares e fluxo de material transversal.

Devillez et al., 2007, analisaram o desgaste da ferramenta de metal-duro com revestimento durante o torneamento a seco do Inconel[®]718. Verificaram que os principais mecanismos de desgaste foram o *attrition* e a abrasão.

Thakur et al., 2009, analisaram a usinabilidade durante o torneamento do Inconel[®]718 utilizando corte a seco, ferramenta de metal-duro e parâmetros de usinagem conservadores ($a_p = 0,5$ mm, $f = 0,05$ mm/rev. e $v_c = 40, 50, 60$ m/min), e constataram que os principais mecanismos de desgastes na ferramenta foram a abrasão e o *attrition*. Os autores também observaram a formação de aresta postiça de corte (APC) e uma pequena deformação plástica da aresta de corte. Os desgastes de flanco (superfície de folga) e a delaminação (remoção de revestimento) na face (superfície de saída) gerados são apresentados pela Figura 2.13.

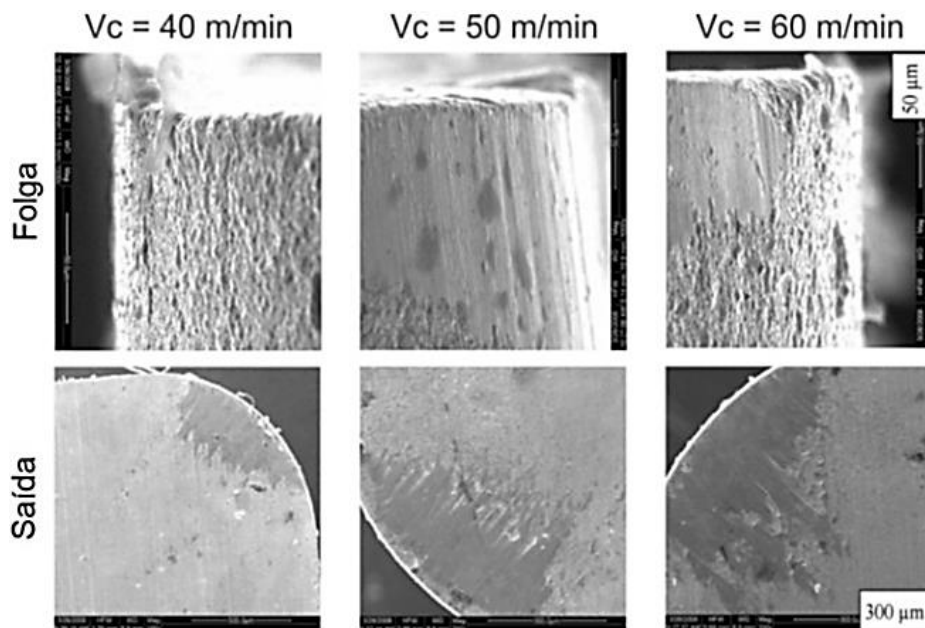


Figura 2.13 – Imagens das superfícies de folga e saída da ferramenta para diferentes velocidades de corte [adaptada de Thakur et al., 2009].

Zhu et al., 2013, estudaram os principais mecanismos de falha de ferramentas de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN durante a usinagem de superligas à base de Ni. Além de abrasão e *attrition*, a oxidação também se fez presente, porém, de forma menos acentuada. No caso, a oxidação favorece o aumento do desgaste de entalhe, que é intensificado após a remoção do revestimento da ferramenta.

2.3.2 Força de Usinagem

Conforme Machado et al., 2015, o estudo da força de usinagem (ou força resultante) sob a aresta de corte é de suma importância, pois através desse valor é possível primeiramente determinar a potência de corte necessária do equipamento e avaliar o desgaste da ferramenta através da análise de suas componentes ortogonais.

A magnitude da força de usinagem (F) está relacionada ao tipo de material a ser usinado, os parâmetros de usinagem, a seção de corte, o tipo de processo a ser utilizado, o estado da ferramenta de corte e o meio lubrificante, sendo dividida em três componentes ortogonais (direções X, Y e Z), como mostra a Figura 2.14.

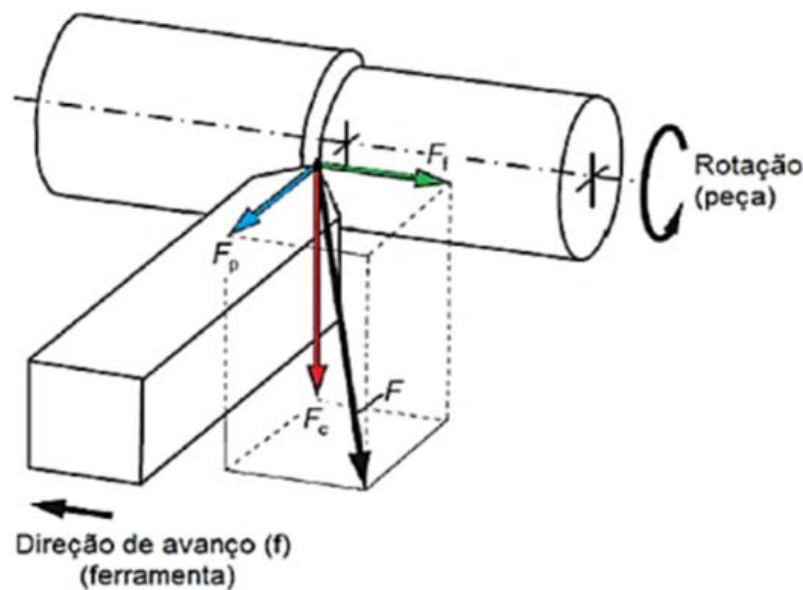


Figura 2.14 – Componentes ortogonais da força de usinagem [adaptado de Ferraresi, 1995]

Onde:

- Força passiva (F_p): projeção da força F perpendicularmente ao plano de trabalho;
- Força de corte (F_c): projeção da força F sobre o plano de trabalho na direção de corte;
- Força de avanço (F_f): projeção da força F no sentido oposto ao movimento de avanço longitudinal da ferramenta de corte sobre a peça.

Assim, a intensidade da força F em torneamento é determinada pela Equação 2.1.

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} = \sqrt{F_p^2 + F_c^2 + F_f^2} \quad (2.1)$$

Souza et al., 2016, destacam que a força é definida como um parâmetro de saída do processo de usinagem e não pode ser definida previamente, pois estas surgem do contato da ferramenta com a peça usinada e se encontram relacionadas diretamente com os parâmetros de corte (profundidade de corte “ a_p ”, avanço “ f ” e velocidade de corte “ v_c ”), com as características do material e com o método de lubrificação. A Figura 2.15 apresenta a influência dos parâmetros de corte na intensidade das forças de usinagem.

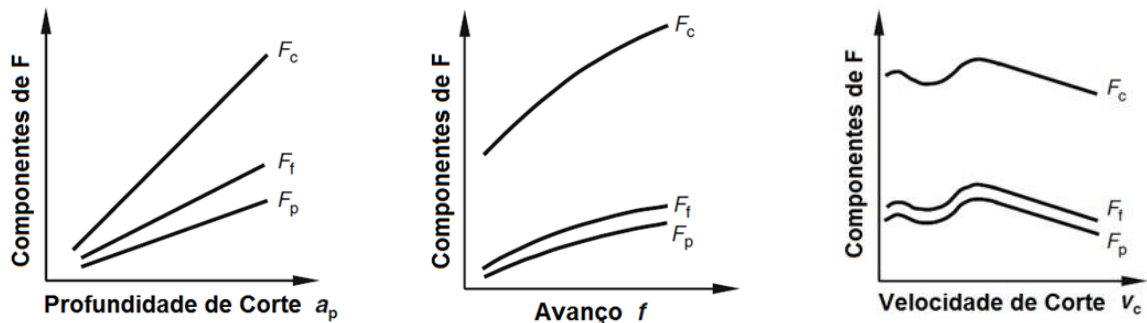


Figura 2.15 – Influência dos parâmetros de corte nas componentes ortogonais da força de usinagem [adaptado de Klocke, 2011].

Com o aumento de a_p , a área da seção transversal de corte (A) aumenta, fazendo com que as componentes ortogonais da força de usinagem apresentem um aumento proporcional e linear (Fig. 2.15a). Entretanto, com o aumento de f , a área A aumenta, mas a pressão específica de corte diminui, resultando em um aumento proporcional, porém não-linear das forças (Fig. 2.15b). Com v_c mais baixas, observa-se uma oscilação devido à formação de APC. Porém, com o aumento da v_c , não se observa esse fenômeno. Além do mais, o atrito e a pressão específica de corte diminuem, resultando na diminuição das componentes (Fig. 2.15c) [Diniz et al., 2013; Machado et al., 2015; Souza et al., 2016].

Fang e Wu, 2009, realizaram um estudo experimental comparativo do torneamento a seco da liga de titânio Ti-6Al-4V com o do Inconel[®]718 através da variação da velocidade de corte e do avanço. Notaram que as componentes das forças aumentaram com o incremento do avanço, sendo que a força de corte (F_c) foi a que apresentou maior intensidade.

Grzesik et al., 2018, estudaram o desgaste das ferramentas de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN durante o torneamento a seco do Inconel[®]718. Os autores constataram que a variação das componentes da força de usinagem é proporcional à evolução

do desgaste da ferramenta em função do aumento do coeficiente de atrito. Observaram que, dentre as componentes ortogonais, a força passiva (F_p) foi a de maior intensidade, sendo possivelmente explicada pela recuperação elástica do material. A Figura 2.16a apresenta o gráfico das componentes da força de usinagem em função do desgaste de entalhe na ferramenta de metal-duro.

Astakhov e Davim, 2008, citam que a recuperação elástica é apresentada como a razão entre a tensão máxima do material (σ_r) e o seu módulo de elasticidade (E). A representação dessa relação é ilustrada na Figura 2.16b, onde se visualiza que a recuperação elástica é representada entre os pontos I – H para aços no estado endurecido, e para o intervalo E – D para aços no estado recozidos. Dessa forma, o material endurecido apresenta uma recuperação elástica de maior intensidade, resultando em um maior atrito contra a superfície de folga da ferramenta, aumentando assim a força passiva.

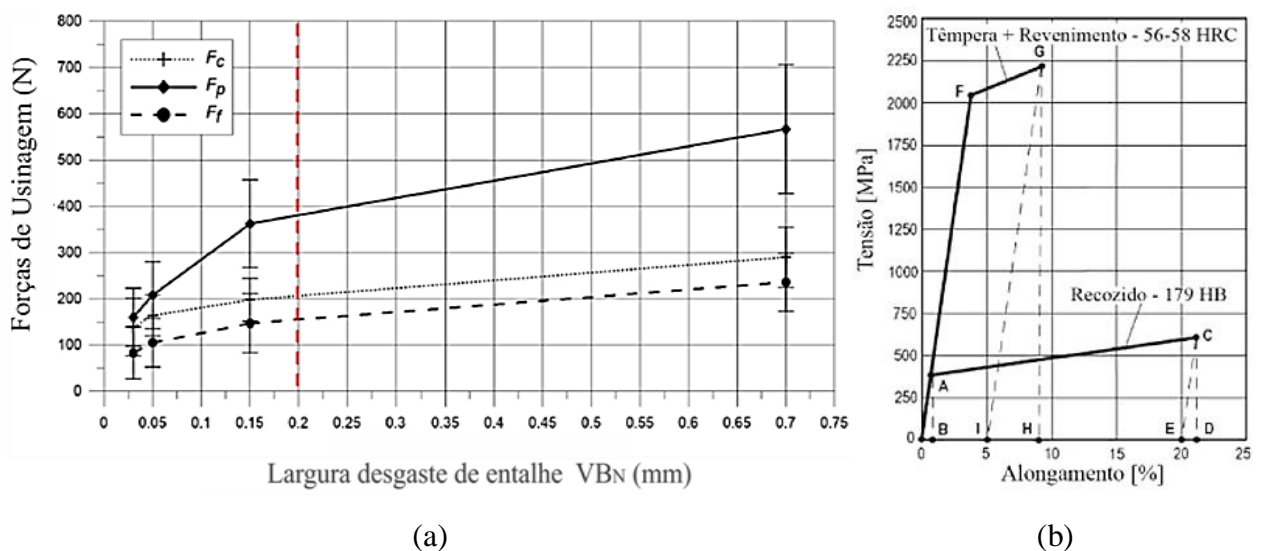


Figura 2.16 – (a) Relação entre as componentes da força de usinagem e o desgaste de entalhe da ferramenta de corte [adaptado de Grzesik et al., 2018]; (b) Diagrama tensão-deformação no estado recozido e temperado e revenido [adaptado de Astakhov e Davim et al., 2008].

2.3.3 Rugosidade da Superfície Usinada

Componentes usinados necessitam cada vez mais de um aprimoramento no controle de qualidade através da inspeção da superfície usinada por meio de parâmetros normatizados conforme especificações de projeto [Pradhan et al., 2018]. Um dos principais métodos para a determinação da qualidade da superfície usinada e a estabilidade do processo de fabricação é a avaliação da rugosidade [Darwish, 2000].

A rugosidade de uma superfície é formada por erros microgeométricos caracterizados como irregularidades oriundas do processo de corte. Essas irregularidades podem atuar com pontos concentradores de tensão, facilitando a propagação de trincas e fissuras [Machado et al., 2015]. A rugosidade está diretamente ligada aos parâmetros de corte, ao raio de ponta da ferramenta (r_e), ao desgaste da ferramenta, à rigidez do equipamento e à técnica de lubrificação utilizada [Davim et al., 2010]. A Tabela 2.1 apresenta os principais parâmetros de rugosidade conforme a norma ABNT NBR ISO, 4287, 2002.

Tabela 2.1 – Parâmetros de rugosidade.

Símbolo	Descrição	Definição
R_a	Desvio aritmético médio do perfil	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de medição (l_m)
R_q	Desvio médio quadrático do perfil	Raiz quadrada da média dos valores ordenada no comprimento de medição (l_m)
R_z	Altura média parcial do perfil	Média aritmética das máximas distâncias pico-vale registradas em cada um dos “n” comprimentos de amostragem (l_e)
R_y	Altura máxima do perfil	Maior distância pico-vale dentre as registradas em cada um dos “n” comprimentos de amostragem (l_e)
R_t	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico e da maior profundidade do vale do perfil no comprimento de medição (l_m)

A norma ABNT NBR ISO, 4287, 2002, determina que a medição de rugosidade deverá ser realizada paralelamente à direção do perfil de rugosidade no sentido do comprimento da amostragem (l_e). Para uma maior confiabilidade recomenda-se que o comprimento de medição (l_m) corresponda a cinco vezes o comprimento de amostragem.

Conforme, o parâmetro mais utilizado atualmente pela indústria é a rugosidade média (R_a), pois além de conseguir representar eventuais alterações do processo, encontra-se disponível na maioria dos equipamentos. Entretanto, o parâmetro R_a não recebe a influência de efeitos aleatórios e não consegue caracterizar fielmente a superfície usinada, o que obriga em alguns casos a utilização de parâmetros complementares como a rugosidade média parcial (R_z) e a rugosidade total (R_t) [Machado et. al., 2015]. O parâmetro R_z é útil por informar a distribuição média da superfície vertical, definindo-a de maneira adequada quando utilizada na medição de perfis periódicos, como no caso do torneamento [Tavares, 2012]. Tanto R_z quanto R_t podem ser empregados por serem mais sensíveis que R_a às irregularidades da superfície [Faccio, 2002]. A Figura 2.17 apresenta esses três parâmetros de rugosidade.

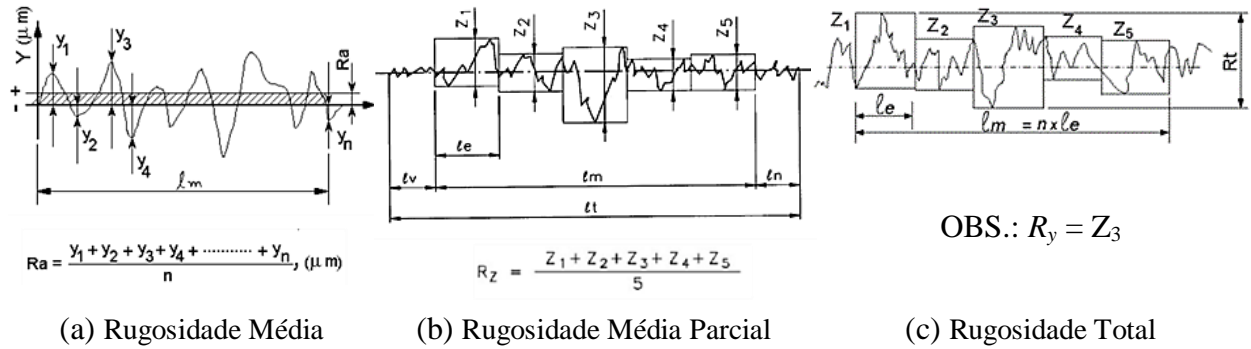


Figura 2.17 – Representação gráfica dos parâmetros de rugosidade [Tavares, 2012].

A rugosidade média (R_a) pode ser calculada teoricamente, onde as variáveis são o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) e o avanço (f). Contudo, os valores de rugosidade média teórica (R_{a-th}) corresponde a um valor aproximado, e não considera a influência de demais fatores como a vibração da ferramenta, a rigidez a máquina operatriz, e o desgaste da ferramenta de corte. Assim, se $f < r_\epsilon$, a rugosidade média teórica pode ser calculada pela Equação 2.2.

$$R_{a-th} [\mu\text{m}] = \frac{1000 \cdot f^2}{18\sqrt{3} \cdot r_\epsilon} = 32,075 \left(\frac{f^2}{r_\epsilon} \right) \quad (2.2)$$

Thakur e Gangopadhyay, 2016b, durante o torneamento do Incoloy[®]825 com ferramenta de metal-duro, diferentes parâmetros de corte e diferentes condições de lubrificação (corte a seco, MQL e abundante), encontraram valores distintos para a rugosidade média (R_a) conforme mostra a Figura 2.18.

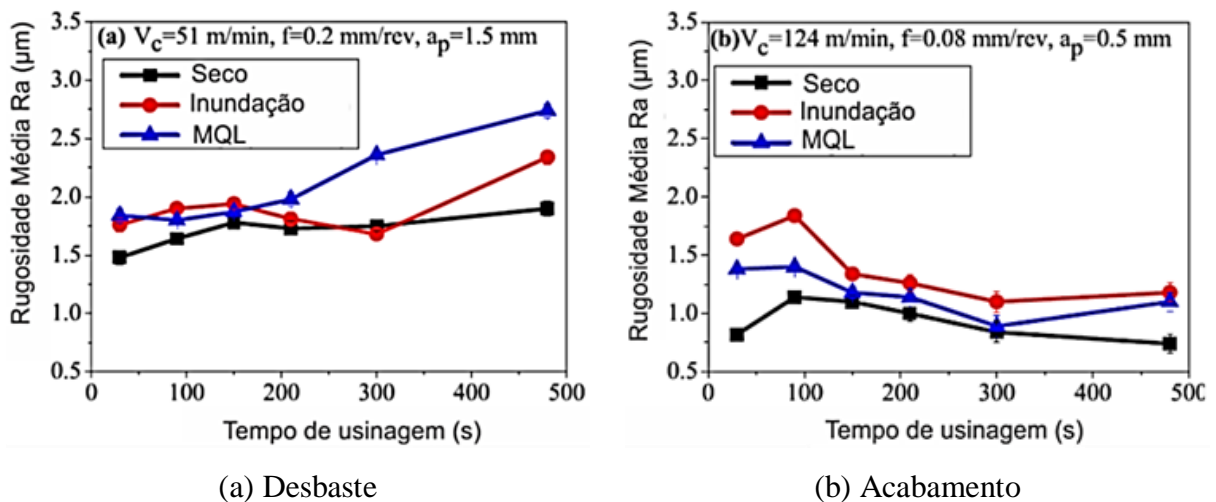


Figura 2.18 – Variação na rugosidade da superfície usinada em função do tempo de corte [adaptado de Thakur e Gangopadhyay, 2016b].

Thakur e Gangopadhyay, 2016b, descrevem que os menores valores de rugosidade média foram encontrados para a condição a seco e atribuem isso ao baixo coeficiente de atrito e à elevada resistência ao desgaste do revestimento PVD-TiAlN, e relatam ainda que a redução da rugosidade observada com o aumento da velocidade de corte se deve à redução da formação de APC, que aumentava o atrito e promovia a vibração da peça durante a usinagem.

Bordin et.al., 2014, afirmam que o avanço (f) e o raio de ponta (r_e) são os principais fatores que influenciam na rugosidade da superfície durante a usinagem de superligas à base de Ni. A Figura 2.19 mostra graficamente um comparativo do perfil de rugosidade conforme o estudo realizado por esses autores, considerando diferentes avanços. Nota-se que foi gerada maior amplitude pico-vale com $f = 0,15$ mm/rev quando comparada com $f = 0,10$ mm/rev. Essa amplitude pode afetar diretamente a resistência à fadiga e à corrosão do componente usinado, e atuar como um concentrador de tensões (facilita a propagação de trincas).

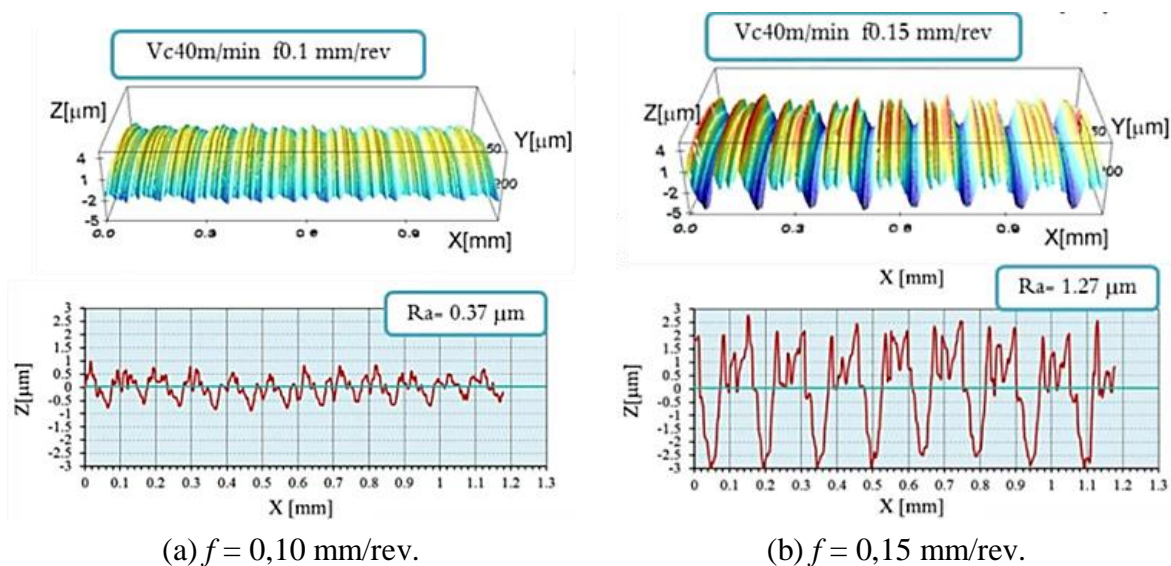


Figura 2.19 – Perfis de rugosidade para diferentes avanços [adaptado de Bordin et al., 2014].

A integridade da peça é diretamente afetada durante a usinagem de superligas. Dessa forma, a partir da determinação da geometria da ferramenta de corte e dos seus respectivos parâmetros de usinagem, procura-se aumentar a vida útil da ferramenta e a qualidade da superfície usinada otimizando os custos de usinagem [Silva et al., 2004]. Yazid et al., 2011, relacionou os efeitos dos parâmetros de corte com a integridade da superfície usinada durante o torneamento do Inconel[®]718 com ferramenta de metal-duro revestida (TiAlN) sob três condições de lubrificação (a seco, com MQL 50 ml/h e MQL 100 ml/h). Constataram que o MQL com vazão de 50 ml/h apresentou melhorias significativas na integridade da superfície com redução da microdureza e dos valores de rugosidade média.

2.3.4 Geometria do Cavaco

A formação do cavaco pode ser dividida em quatro etapas: deformação elástica ou recalque, deformação plástica, ruptura parcial ou completa e o deslizamento sobre a superfície de saída da ferramenta de corte [Machado et al.,2015]. A Figura 2.20 adaptada de Trent e Wright, 2000, ilustra o processo de formação do cavaco.

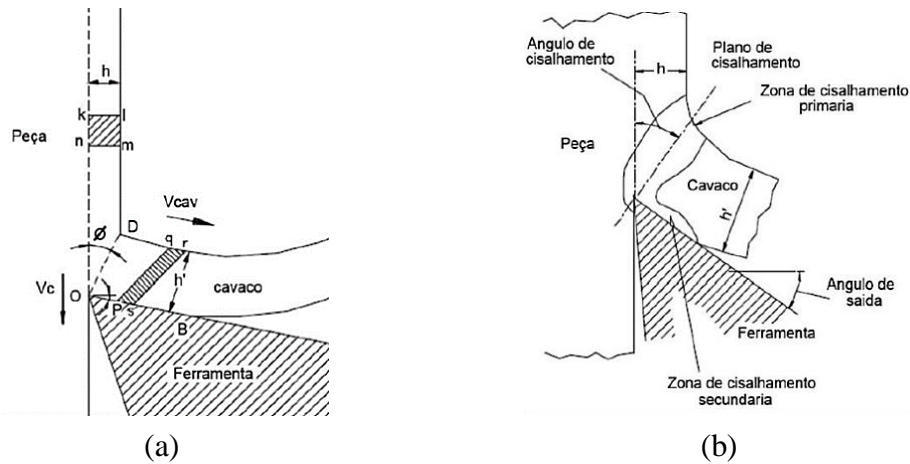


Figura 2.20 – Representação da formação do cavaco [adaptado de Trent e Wright, 2000].

Pela Figura 2.20a, o processo de corte recalca um volume (k-l-m-n) e inicia uma deformação elástica até o material atingir um limite de escoamento deformando plasticamente. As deformações plásticas e as tensões superam a resistência do material até a sua ruptura parcial ou completa. A ruptura se inicia no ponto O até o ponto D, também chamada de zona de cisalhamento primário, sendo que a extensão da trinca iniciada no ponto O determina o tipo de cavaco. Após o cavaco ser deformado plasticamente passando pela zona de cisalhamento primária ele assume uma nova forma (p-q-r-s), escoando sobre a superfície de saída da ferramenta de corte, criando a zona de cisalhamento secundária, conforme a Figura 2.20b.

Existem diferenças entre **tipo de cavaco** e **forma de cavaco**.

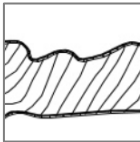
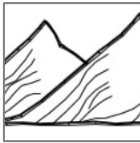
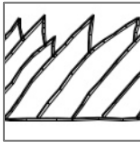
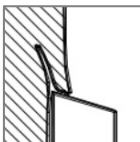
Klocke, 2011², classifica os cavacos em quatro tipos: contínuo, lamelar, cisalhado e arrancado. A Tabela 2.2 apresenta a descrição dos mesmos.

Quanto à sua **forma e geometria**, o cavaco pode ser em fita, helicoidal, em espiral ou em lascas (ou pedaços). Essa diferenciação faz-se necessária, pois alguns formatos podem

² Diniz et al., 2013, não distinguem os cavacos lamelas dos cisalhados, chamando-os de cavacos parcialmente contínuos.

dificultar a operação de usinagem, prejudicar o acabamento usinado, influenciar no desgaste da ferramenta e até causar acidentes de trabalho [Machado et al., 2015].

Tabela 2.2 – Tipos de cavaco [adaptado de Klocke, 2011].

	<p><u>Cavaco contínuo</u>: escorrega sobre a superfície de saída com velocidade constante em fluxo contínuo. Sua formação é facilitada por estrutura de fina e homogênea de grãos e alta ductilidade do material (aço carbono e aço baixa liga), através de alta velocidade de corte, pequenos e médios avanços, baixo atrito do cavaco com a ferramenta, ângulo de saída positivo e baixa espessura de corte. Assim, este cavaco geralmente se apresenta como uma fita contínua.</p>
	<p><u>Cavaco lamelar</u>: é parecido com o contínuo, mas apresenta formação de cavaco periódica (deformação plástica e cisalhamento). São caracterizados por grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos com muito pouca, ou quase nenhuma deformação no interior destes segmentos. As bandas de cisalhamento são visíveis. Apesar de a formação ser parcialmente contínua, o aspecto é de uma fita contínua com serrilhado na borda (dente-de-serra). São observados em materiais de alta ductilidade e alto grau de encruamento (aços inoxidáveis e HRSA), principalmente na usinagem em altas velocidades de corte (ver Fig. 2.5).</p>
	<p><u>Cavaco cisalhado</u>: ao escorregar pelo plano de cisalhamento, o material fissiona no ponto mais solicitado. Esta fissura não progride, então, até à ruptura parcial ou total do cavaco. Entretanto, mesmo com formação parcialmente contínua, o cavaco cisalhado possui em geral o formato de uma fita contínua também com borda serrilhada, pois os efeitos da alta pressão e da alta temperatura provocam a soldagem dos diversos segmentos justapostos. São observados nas operações de desbaste (baixas velocidades de corte e altos avanços) e na usinagem de materiais endurecidos.</p>
	<p><u>Cavaco arrancado</u>: é produzido na usinagem de materiais frágeis, como ferro fundido e latão, tendo a forma de pequenos fragmentos independentes e distintos, gerados essencialmente por ruptura, pela ação de tensões principais de tração-compressão.</p>

Segundo Machado et al., 2015, o material da peça usinada é o principal fator para definição do tipo de cavaco. O cavaco gerado pode ser considerado um mecanismo de controle do processo e, ao mesmo tempo, um fator que interfere na qualidade da peça (em alguns casos, sua forma geométrica pode causar danos na superfície usinada e, em casos mais extremos, provocar lascamento e quebra da ferramenta).

A Figura 2.21 apresenta uma classificação detalhada das principais formas de cavaco conforme a norma ISO 3685, 1993.

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

Figura 2.21 – Classificação da forma e da geometria do cavaco [adaptado de ISO 3685, 1993].

De acordo com Ferraresi, 1995, a forma do cavaco pode ser modificada através da alteração dos parâmetros de corte, modificação dos ângulos da ferramenta ou do uso de quebra-cavacos. Contudo, a forma de cavaco mais conveniente é a helicoidal. Para situações onde se consegue utilizar fluido de corte, cavacos em lascas ou segmentados são preferíveis. Cavacos em fita são os mais problemáticos, pois além do grande volume que ocupam, podem também acarretar acidentes.

Dong et al., 2011, avaliaram a formação do cavaco durante o torneamento do Inconel[®]718 com diferentes velocidades de corte (de 30 a 100 m/min), com profundidade de corte $a_p = 2$ mm e avanço $f = 0,2$ mm/rev. Os autores observaram que para $v_c = 30$ m/min (Fig. 2.22a), o cavaco apresentou forma de fita (tipo contínuo), gerando menor esforço de corte. Contudo, para $v_c = 50$ m/min (Fig. 2.22b) e $v_c = 100$ m/min (Fig. 2.22c) o cavaco também apresentou forma de fita, mas com borda do tipo dente de serra (tipo lamelar), indicando maior dificuldade de corte e corroborando para o desgaste da ferramenta.

2.4 Métodos de Lubrificação e Refrigeração

Durante o processo de usinagem grande parte da energia mecânica usada no corte é transformada em energia térmica, elevando consideravelmente a temperatura na região de corte. O calor produzido nesta região se deve à deformação e ao cisalhamento do cavaco, ao atrito do cavaco com a ferramenta, e ao atrito da aresta de corte com a superfície usinada. Os parâmetros de corte, o tipo de material, e a geometria da ferramenta afetam diretamente a intensidade desse calor [Machado et al., 2015; Diniz et al., 2013]. A Figura 2.23, adaptada de Da Silva e Wallbank, 1999, apresenta as fontes de geração de calor durante o corte ortogonal.

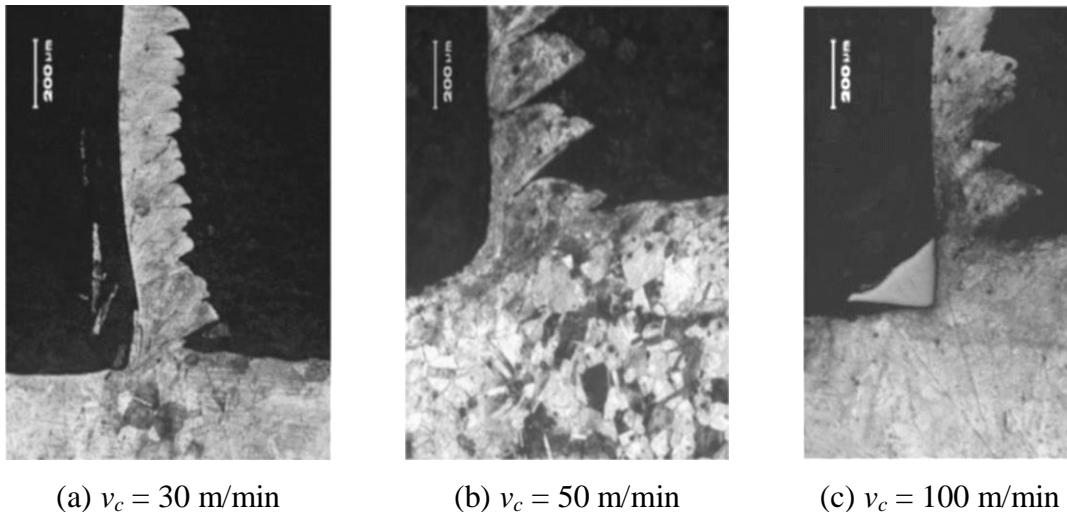


Figura 2.22 – Formação do cavaco durante a usinagem do Inconel[®]718, para diferentes velocidades de corte [Dong et al., 2011].

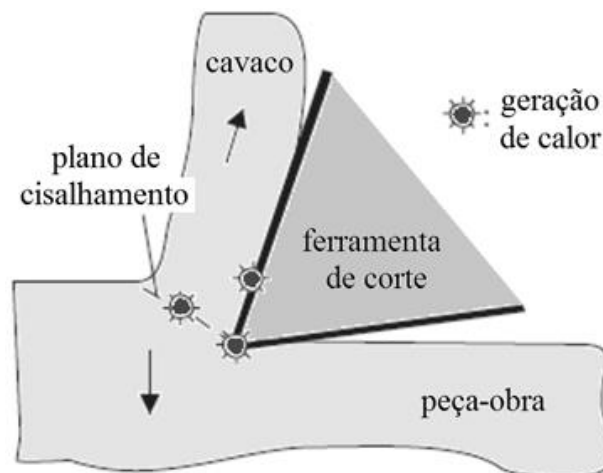


Figura 2.23 – Representação esquemática da geração de calor durante o corte ortogonal [adaptada Da Silva e Wallbank, 1999].

As altas temperaturas geradas durante o processo de corte são tratadas como um dos principais problemas da usinagem, devido ao aumento da taxa de desgaste da ferramenta (com conseqüente redução de sua vida útil), à perda de precisão dimensional e o acabamento (textura e integridade) inadequado da superfície usinada [Machado et al., 2015]. Desta forma, em muitos casos, a aplicação de meio lubrificador-refrigerante faz-se necessária.

A redução dos custos de usinagem, o aumento da produtividade e a confiabilidade do processo na produção de componentes precisos e de alta qualidade de superfície, aliado com as novas regulamentações ambientais, é um dos principais desafios da indústria nos próximos anos [Debnath et al., 2014; Krolczyk et al., 2017]. Esse desafio envolve a utilização eficiente e ecologicamente consciente de meios lubrificador-refrigerantes sólidos, líquidos e/ou gasosos.

A usinagem ecologicamente correta é uma das principais etapas da fabricação ecológica, que busca produzir produtos em ambientes saudáveis utilizando o mínimo de recursos e fornecer com custos operacionais menores. A seleção adequada de fluidos de corte ecológicos ou a busca por novas técnicas para substituir os fluidos de corte de base mineral é considerada uma das principais alternativas. O primeiro passo para manipular esta estratégia é eliminar ou reduzir o uso de lubrificantes de base mineral em operações de usinagem. A usinagem sustentável é o método mais recente proposto para reduzir os efeitos indesejáveis dos fluidos de corte baseados em minerais em setores industriais [Musavi et al., 2018].

Sharma et al., 2009, ressaltam que diversas técnicas estão sendo utilizadas como alternativa aos tradicionais fluidos de corte visando aumentar o desempenho das ferramentas, controlar a temperatura na região de corte, melhorar o acabamento e a integridade da superfície usinada além de atender as novas exigências ambientais. O esquema dos diferentes métodos de lubrificação (tradicional e alternativos) é apresentado pela Figura 2.24.



Figura 2.24 – Principais métodos de lubrificação aplicados durante o processo de usinagem [adaptada de Sharma et al., 2009].

O meio lubrificante mais comumente aplicado é o fluido de corte, as principais funções desse produto são refrigerar e lubrificar as superfícies de contato cavaco-ferramenta e ferramenta-peça durante o processo de corte, além da limpeza da peça e do transporte de cavacos. A sua utilização reduz o atrito, a temperatura, as forças envolvidas no corte e as taxas de desgaste da ferramenta, além de melhorar o acabamento da superfície e a distribuição das tensões residuais [Davim, 2011].

Os fluidos de corte são considerados como um meio de apoio para a usinagem. Por isso, na maioria das vezes, não são avaliados o tipo de fluido, a posição de aplicação, a concentração e o volume (estes parâmetros geralmente são definidos pelos próprios operadores de máquinas) [Liew et al., 2017]. Como desvantagem, estima-se que a utilização de fluidos de corte na usinagem gera elevados custos com tratamentos e descarte, podendo representar até 15% do custo de uma peça. Além disso, os danos ao meio ambiente e à saúde do operador causados pelos óleos minerais (largamente utilizados na indústria) não podem ser desprezados. Algumas alternativas são o emprego de óleos com base vegetal biodegradável, usinagem com quantidade reduzida (RQL) ou mínima (MQL) de lubrificante e o corte a seco [Dixit et al., 2012; Espíndola e Klafke, 2014].

Devillez et al., 2011, comparou a força de corte e a rugosidade média no torneamento do Inconel[®]718 sob condições a seco e com fluido em abundância para diferentes velocidades de corte. Constataram que a força de corte e a rugosidade média para o corte a seco foram menores quando comparadas à condição com fluido em abundância, conforme Figura 2.25.

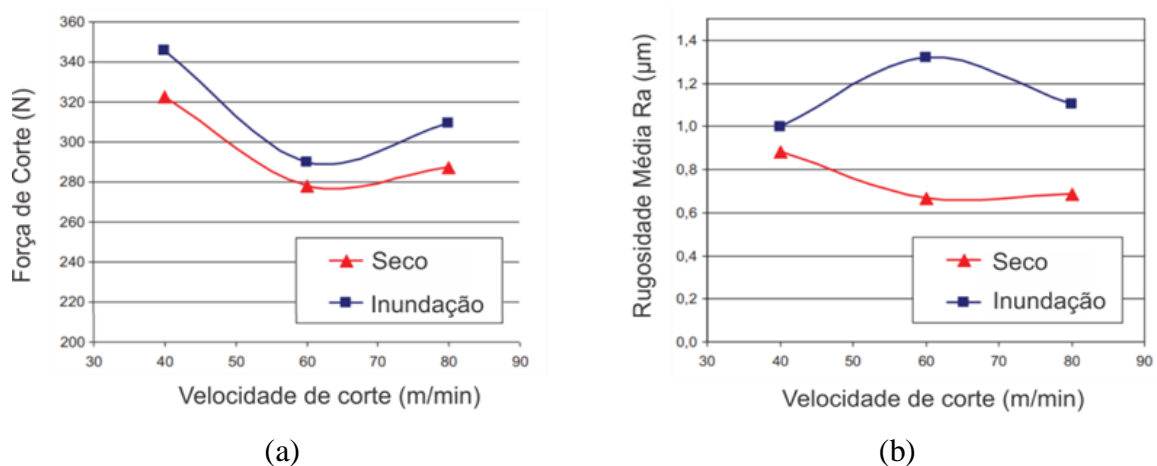


Figura 2.25 – Efeitos da velocidade de corte e da lubrificação sobre: (a) força de corte; (b) rugosidade [adaptado de Devillez et al., 2011].

A usinagem a seco envolve um processo sem o uso de qualquer lubrificante. Dependendo da dureza, o torneamento a seco geralmente é aplicado em materiais endurecidos utilizando ferramentas PCBN, cerâmica ou metal-duro revestido [Ávila e Abrão, 2001].

Dixit et al., 2012, explicam que a utilização de um meio gasoso com alternativa à refrigeração por abundância e ao MQL tem sido uma das principais linhas de pesquisas em usinagem de materiais, considerando os riscos ocupacionais e doenças laborais causadas pelo contato deste com operadores ou doenças respiratórias oriundas da inalação de névoa que exigem a concepção de máquinas com características especiais.

A utilização de fluidos gasosos como técnica de refrigeração apresenta poucos estudos. Entretanto, essa técnica possui resultados positivos com melhorias consideráveis na produtividade [Debnath et al., 2014].

O principal fluido utilizado ainda é o ar comprimido. Porém, gases como o nitrogênio (N_2), oxigênio (O_2), dióxido de carbono (CO_2) e o argônio (Ar) também são aplicados. Esses fluidos são geralmente direcionados à região de corte em temperatura ambiente e podem ser utilizados no seu estado normal, pressurizado, resfriado ou líquido (criogenia). Entretanto, devido à baixa capacidade calorífica dos gases, a remoção de calor da região de corte utilizando fluidos gasosos em temperatura ambiente não é tão eficiente quanto a dos fluidos líquidos. Todavia, esse problema é compensado com a utilização de altas pressões e altas vazões, aliadas às baixas temperaturas dos gases [Shokrani et al., 2012].

O princípio de ação dos fluidos gasosos é bastante semelhante ao dos fluidos líquidos. Entretanto, a penetração nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça acontece mais facilmente, principalmente em alta pressão. A utilização de fluido gasoso em alta pressão também facilita a remoção do cavaco da região de corte, evitando que esse prejudique o acabamento da superfície usinada [Dixit et al., 2012].

Lima et al., 2017, descreveram que atmosferas ricas em argônio mostraram bons resultados quando comparados com o corte a seco durante o torneamento do Inconel[®]751 com ferramentas de nitreto de alumínio e silício (SiAlON), conforme Figura 2.26. Os autores notaram que o desgaste de entalhe foi reduzido, aumentando assim a vida útil da ferramenta de corte devido à redução dos mecanismos de desgaste por *attrition* e oxidação.

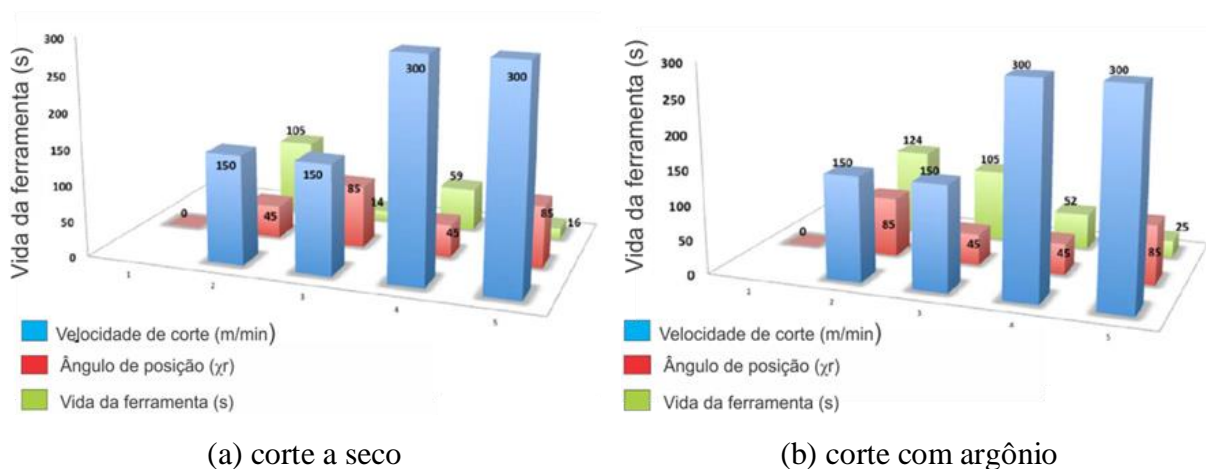


Figura 2.26 – Vida da ferramenta SiAlON para diferentes atmosferas de corte [adaptado de Lima et al., 2017].

Conforme Lima et al., 2017, e Hemakumar e Kuppan, 2018, superligas à base de níquel apresentam baixa usinabilidade e, por consequência, elevado custo de fabricação. Isso motiva diversos estudos a eliminar os tradicionais fluidos de corte a partir da aplicação do corte a seco, ou investigar formas alternativas de lubrificação, como a aplicação de gás inerte (como o argônio). Este gás cria uma atmosfera resistente à oxidação em temperaturas elevadas, o que protege a ferramenta (reduz a ocorrência de entalhe) e a superfície usinada.

Ezugwu, 2005, explica que a utilização de gás argônio mostrou-se eficiente em certos processos de torneamento de superligas e titânio, em que se verificou um aumento na vida útil da ferramenta com a redução do desgaste de entalhe, principalmente pelo fato do gás promover uma atmosfera inerte na área de corte, aliado a uma redução na formação de aresta postiça e maior facilidade na remoção de cavacos.

Da Silva et al., 2018, estudaram a força de corte, o acabamento da superfície usinada e o estado da ferramenta de corte durante o torneamento da liga Ti-6Al-4V em altas velocidades de cortes utilizando diferentes meios lubrificantes. Os autores verificaram que a atmosfera inerte (gás argônio) gerou maior desgaste de flanco em comparação ao fluido aplicado por inundação e por alta pressão. Além disso, o desgaste de flanco apresentou aumento gradual para velocidades de cortes mais elevadas. Entretanto, foi observado que a força de corte (Fig. 2.27a) e a rugosidade (Fig. 2.27b) tiveram pequenas variações com a utilização do gás argônio, fazendo com que possa ser utilizado principalmente para velocidades de corte muito baixas, garantindo uma fabricação mais sustentável.

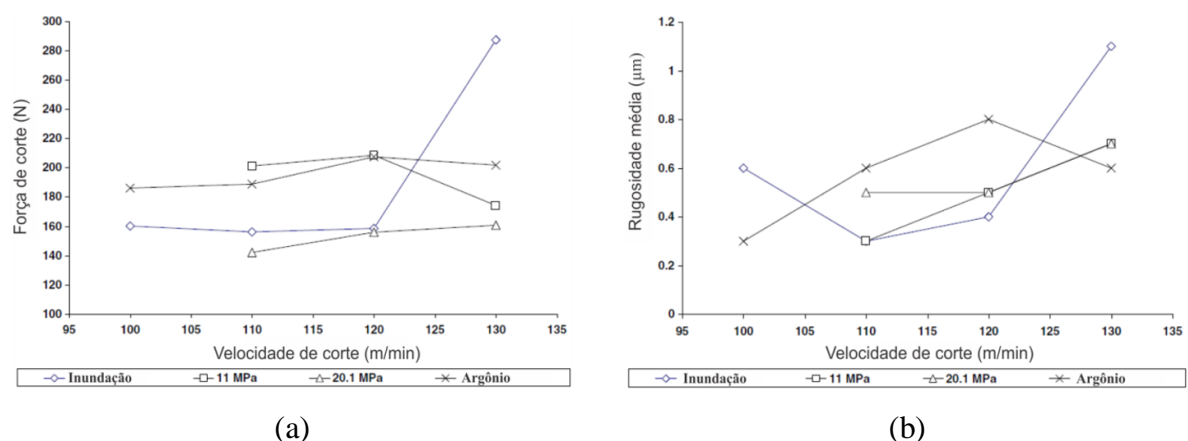


Figura 2.27 – Efeitos da velocidade de corte e da lubrificação sobre: (a) força de corte; (b) rugosidade [adaptado de Da Silva et al., 2017].

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os procedimentos experimentais utilizados na comparação da aplicação de gás argônio com o corte a seco em ensaios de vida da ferramenta de metal-duro classe S durante o torneamento de uma HRSA estão subdivididos em 9 (nove) atividades:

- Definição e preparação do corpo de prova.
- Caracterização do material.
- Especificação da máquina, da ferramenta e dos parâmetros de corte.
- Especificação do equipamento e construção do sistema de refrigeração gasosa.
- Procedimento experimental para ambas as condições.
- Medição da rugosidade junto à superfície usinada.
- Monitoramento das componentes da força de usinagem durante o torneamento.
- Medição do desgaste da ferramenta de corte.
- Processamento de dados e análise da forma e da geometria do cavaco.

3.1 Corpo de Prova

O material utilizado durante a experimentação (ensaios de vida) consistiu em uma barra cilíndrica da superliga à base de níquel VRC625 com diâmetro de 25 mm e comprimento de 225 mm. Uma pequena amostra do material foi retirada previamente para a análise da composição química. Em seguida, realizou-se a preparação do corpo de prova (Fig. 3.1a) no torno mecânico Frato[®] modelo CDL6241 (disponível na Metalúrgica Venâncio Ltda.), com rotação máxima de 2000 rpm e potência máxima de 8 kW, conforme Figura 3.1b.



(a)



(b)

Figura 3.1 – (a) Imagem do corpo de prova previamente usinado; (b) Torno Frato[®] CDL6241.

A preparação dos corpos de prova consistiu em operações de faceamento, confecção de furos de centro e subdivisão da peça em quatro seções de 50 mm de comprimento separadas por canais com 3 mm (Fig. 3.2). A inserção dos furos de centro fez-se necessária para a fixação da peça no contraponto visando aumentar a sua rigidez e reduzir eventuais vibrações que poderiam afetar os resultados experimentais.

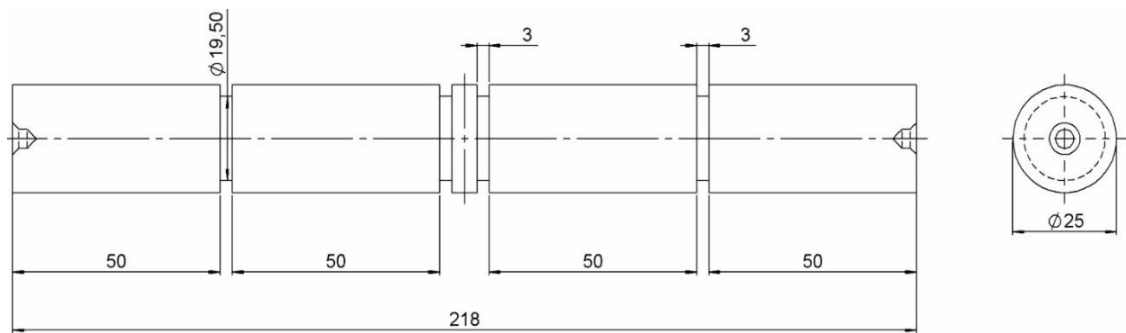


Figura 3.2 – Detalhamento técnico do corpo de prova.

3.2 Caracterização do material

A composição química do material foi verificada através de espectrometria de emissão óptica pelo equipamento Belec 3000S (disponível na Metalúrgica Venâncio Ltda.). A Figura 3.3a apresenta o equipamento e a Figura 3.3b a amostra e o procedimento da caracterização.



(a)



(b)

Figura 3.3 – (a) Espectrômetro Belec 3000S; (b) Espectrometria óptica do material.

A composição química e os valores encontrados estão apresentados na Tabela 3.1 juntamente com a composição padronizada para o VRC625 conforme a especificação do fabricante Villares Metals, 2019.

Tabela 3.1– Composição química da superliga VRC625 (% massa).

Elemento	Ni	Cr	Mo	Fe	Nb
Verificado	72,31	14,9	8,224	3,261	2,206
Padronizado	72,0 mín.	21,0	8,5	5,0 máx.	3,3

Elemento	Al	Ti	C	Mn	Si
Verificado	1,061	0,115	0,009	<0,001	<0,001
Padronizado	0,40 máx.	0,40 máx.	0,05 máx.	0,15 máx.	0,30 máx.

Observa-se na tabela uma divergência entre o valor padronizado com o valor verificado na análise química para dois elementos. O teor de cromo (Cr) verificado está 29% menor em relação ao padrão da empresa, enquanto que o alumínio (Al) está 165% maior. Conforme Machado, 2015, maiores teores de Al em superligas à base de níquel (Ni) aumentam a ductilidade do material, além de prover uma maior formação de nitretos (AlN) em altas temperaturas, causando uma superfície usinada endurecida. A redução do teor de Cr melhora a usinabilidade do material e reduz sua dureza. Entretanto, para ambas as situações, o cavaco formado tende a ser longo e de difícil quebra.

3.3 Máquina-Ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios de vida (torneamento longitudinal da superliga VRC625) foi o Torno CNC Mazak modelo Quick Turn Nexus 100-II (disponível no Laboratório de Automação em Usinagem, LAUS-UFRGS) conforme ilustra a Figura 3.4. O torno possui rotação máxima de 6000 rpm e potência máxima de 23,5 kW.



Figura 3.4 – Torno Mazak QTN 100-II

3.4 Ferramenta de Corte

A ferramenta de corte utilizada nos ensaios de vida em torneamento foi o inserto de metal-duro Taegu-Tec® modelo TNMG 160404-ML TT5080 (Fig. 3.5a,b), recomendada para a usinagem de aços inoxidáveis e superligas resistentes ao calor (HRSA). O quebra-cavaco tipo ML é indicado para a usinagem desses materiais devido sua geometria positiva (saída e inclinação) reduzindo a formação de aresta postiça de corte (APC) e a força de usinagem. O substrato da classe TT5080 é composto de grãos ultrafinos de carbonetos de tungstênio (WC) com adição de 6% de cobalto (Co) para aumentar a resistência à deformação plástica. O revestimento PVD-TiAlN garante menor atrito e maior resistência ao desgaste aliado a uma alta tenacidade [Taegu Tec, 2014]. O suporte utilizado foi o Sandvik® modelo DTJNL 2020-K16 ($\chi_r = 93^\circ$) com sistema de fixação do tipo cunha-grampo (Fig. 3.5c).

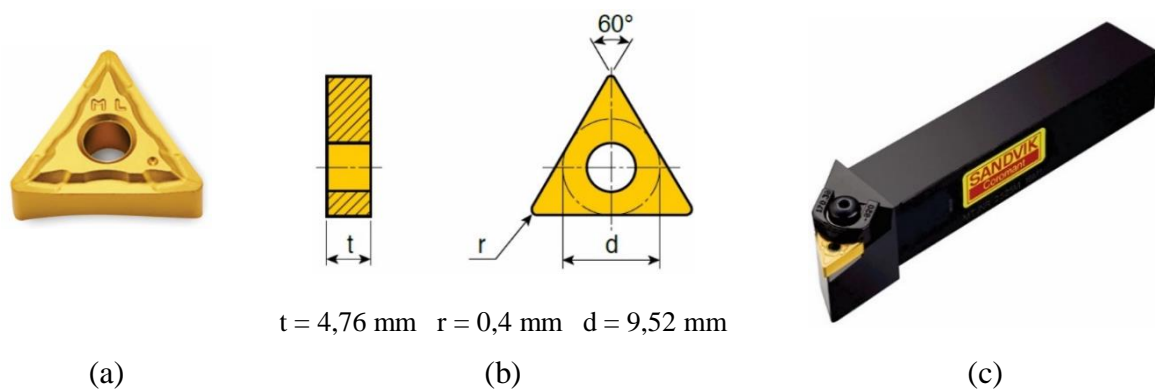


Figura 3.5 – (a) Imagem do inserto TNMG 160404-ML; (b) Dimensões do inserto; (c) Imagem do suporte DTJNL 2020-K16.

3.5 Atmosferas de Corte

Na primeira condição, nenhuma técnica de refrigeração e/ou lubrificação foi aplicada durante a usinagem a seco.

Na segunda condição, ilustrada pela Figura 3.6, utilizou-se gás argônio com pureza de 99,9% aplicado sobre a região de corte a uma vazão de 1,5 m³/h (25 l/min), conforme utilizado por Lima et al., 2017. O sistema para aplicação do gás inerte consistiu de um cilindro de gás, um manômetro calibrado e um bico aspersor (Fig. 3.6a). O bico aspersor foi posicionado e fixado na torre do torno CNC e o bocal foi colocado a uma distância de 30 mm perpendicular à aresta de corte (Fig. 3.6b).

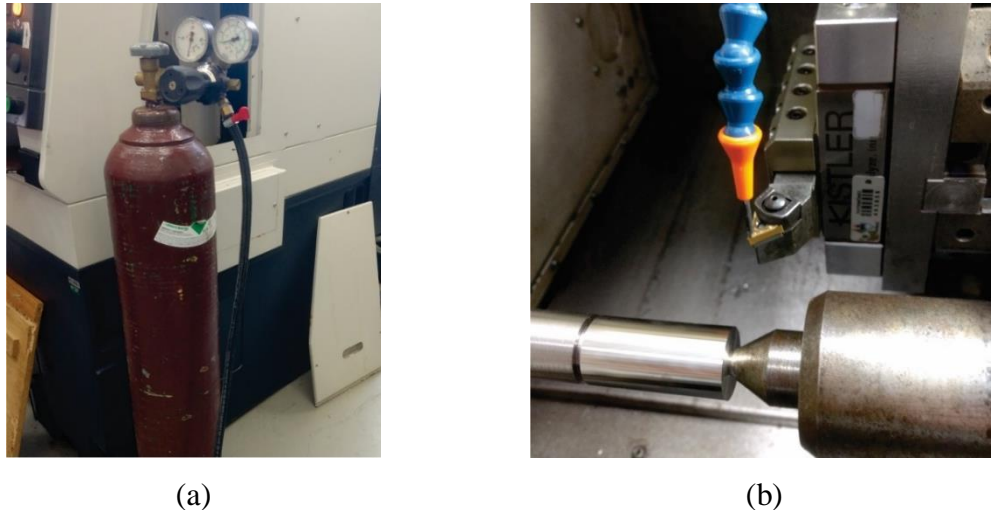


Figura 3.6 – (a) Sistema de aplicação do gás inerte; (b) Posição do bico aspersor.

3.6 Procedimento Experimental

Para a os ensaios de vida de ferramenta, optou-se por utilizar parâmetros de corte fixos conforme recomendação do fabricante: velocidade de corte $v_c = 120$ m/min; avanço $f = 0,12$ mm/rev.; profundidade de corte $a_p = 0,5$ mm. As mesmas condições foram usadas para usinagem a seco e com gás argônio.

Para cada atmosfera de corte (a seco e por gás argônio) foi utilizado um lado do corpo de prova. Em cada lado foram realizados 20 passes com 50 mm de comprimento (10 passes em cada trecho). Portanto, geraram-se 40 amostras. Durante a realização de cada passe (amostra) efetuou-se a medição das componentes da força de usinagem. Após a usinagem, realizou-se a medição do desgaste de flanco da ferramenta, a medição da rugosidade da superfície usinada nas mesmas amostras e a coleta do cavaco.

3.7 Aquisição dos Sinais de Força

As componentes ortogonais da força de usinagem (passiva F_p , corte F_c e avanço F_f) foram adquiridas através do Sistema Monitor (disponível no LAUS-UFRGS) composto de dinamômetro piezelétrico Kistler® modelo 9129A, condicionador de sinais Kistler® modelo 5070A, placa de aquisição de dados *Measurement Computing*® modelo PCIM-DAS 1602/16 e computador dedicado com *software* LabVIEW® 9.0 instalado.

As forças foram adquiridas a uma taxa de aquisição de 1 kHz (1000 pontos por segundo) durante 5 s no início de cada passe. Posteriormente os dados foram pós-processados através do *software* MS Excel, onde foram calculados a média (μ) e o desvio-padrão (σ) dos

últimos 3000 pontos a fim de desconsiderar efeitos, oscilações e descontinuidades referentes ao início do corte. A Figura 3.7 apresenta o desenho esquemático do Sistema Monitor.

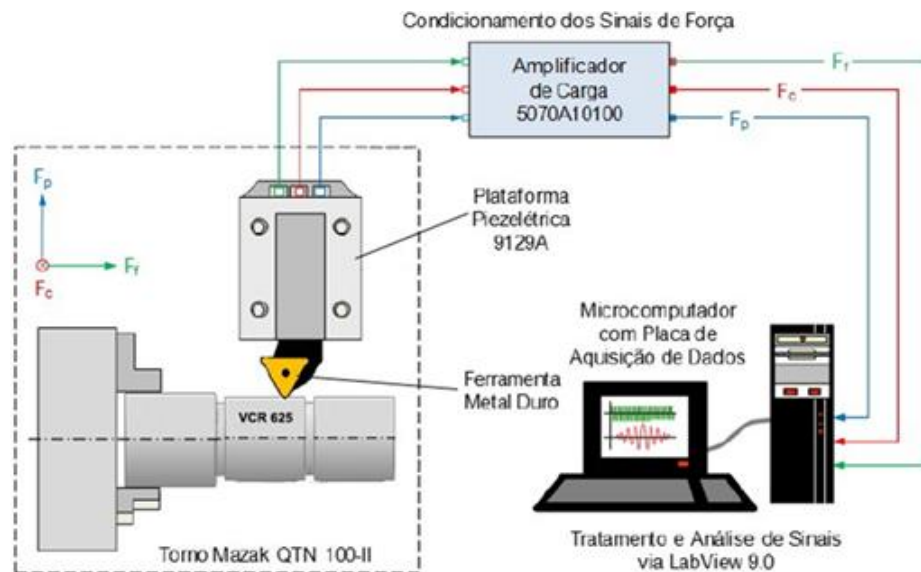


Figura 3.7 – Desenho esquemático do Sistema Monitor (LAUS/UFRGS).

3.8 Medição dos Desgastes da Ferramenta

A medição do desgaste da ferramenta foi realizada através do microscópio digital USB Dino-Lite modelo AM-413ZT (Fig. 3.8a), com resolução de 1024×768 e ampliação de $50\times$, montado sobre uma plataforma ajustável (Fig. 3.8b). O inserto foi fixado em um suporte a fim de garantir a mesma posição para a aquisição das imagens de desgaste no microscópio. O registro das imagens referentes à evolução do desgaste foi realizado ao término de cada passe (amostra) de 50 mm com auxílio do *software* DinoCapture[®] 2.0 (Fig. 3.8c)

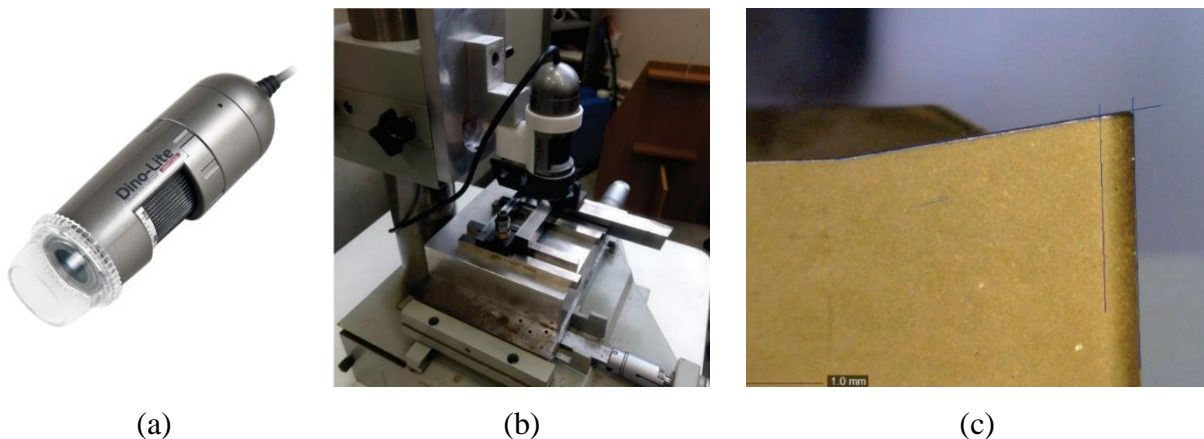


Figura 3.8 – Aquisição das imagens de desgaste da ferramenta: (a) microscópio AM-413ZT; (b) Plataforma ajustável e suporte do inserto; (c) Imagem captada pelo Dino Capture 2.0.

A quantificação dos desgastes registrados na superfície de folga da ferramenta (VB_B , VB_C , VB_N e VB_{MAX}) foi feita com o auxílio do ImageJ 1.51.

A evolução dos desgastes observados está relacionada a diversos fatores (material usinado, material e geometria da ferramenta, meio lubrificante, morfologia do cavaco, rigidez da máquina, etc.) que afetam diretamente a intensidade dos mesmos e acabam comprometendo a qualidade da superfície usinada e o custo do processo de fabricação.

Em função desses fatores, foi estabelecido, conforme a norma ISO 3685, 1993, os critérios de fim de vida da ferramenta de corte:

- Largura média da marca de desgaste de flanco na superfície de folga ($VB_B \geq 0,30$ mm) ou na ponta ($VB_C \geq 0,30$ mm) do inserto;
- Largura máxima da marca de desgaste de flanco ($VB_{MAX} \geq 0,60$ mm) ou do desgaste de entalhe ($VB_N \geq 0,60$ mm).

O desgaste de cratera não foi utilizado como critério de avaliação em função da dificuldade de medição.

3.9 Medição de Rugosidade

O acabamento das superfícies usinadas foi analisado conforme a norma ABNT NBR ISO 4287, 2002, através da determinação dos perfis e da medição dos parâmetros de rugosidade R_a (média aritmética), R_z (média parcial) e R_t (total) utilizando o rugosímetro portátil Mitutoyo® modelo SurfTest SJ-201P com resolução de $0,01 \mu\text{m}$ (disponível no LAUS). Os dados de rugosidade (perfis e parâmetros) foram analisados através do software SJ Tools. A Figura 3.9a apresenta o instrumento de medição de rugosidade, enquanto que a Figura 3.9b ilustra o procedimento de medição de rugosidade sem extrair a peça da máquina.

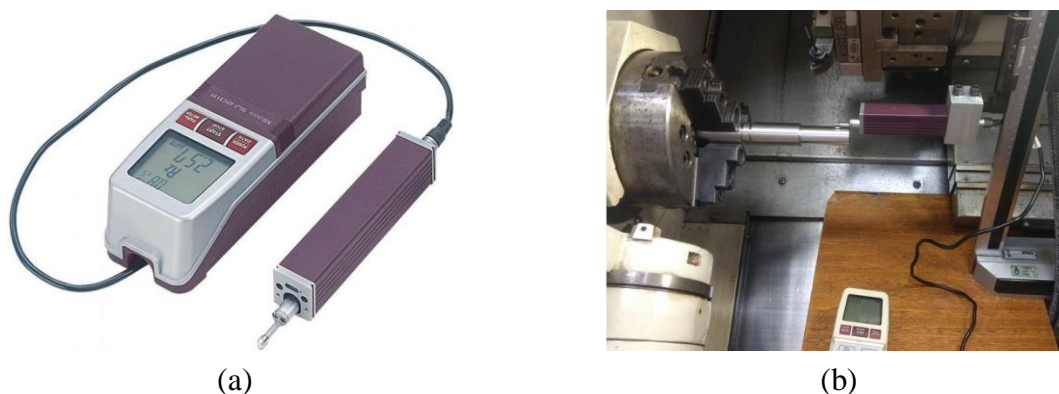


Figura 3.9 – (a) Rugosímetro SurfTest SJ-201P; (b) Procedimento de medição de rugosidade.

O comprimento de amostragem (l_e) foi determinado através da verificação prévia da rugosidade média (R_a). A norma recomenda um comprimento de amostragem $l_e = 0,8$ mm para valores de R_a entre 0,1 e 2 μm e/ou valores de R_z entre 0,5 e 10 μm . Dessa forma foi utilizado um comprimento de medição $l_m = 5 \times 0,8$ mm = 4 mm. Realizaram-se três medições na região central de cada amostra (trecho de 50 mm), espaçadas de forma equidistantes (120°) ao redor do corpo de prova.

3.10 Análise Qualitativa do Cavaco

O cavaco foi coletado após cada passe, sendo posteriormente analisado e classificado qualitativamente quanto a sua forma e sua geometria (ver quadro da Fig. 2.21) conforme a norma ISO 3685, 1993.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados do presente trabalho são exibidos e analisados em quatro etapas:

- 1) Desgastes das ferramentas de corte (VB_B , VB_C , VB_N e VB_{MAX});
- 2) Componentes da força de usinagem (passiva F_p , corte F_c , avanço F_f e resultante F);
- 3) Rugosidade da superfície usinada (perfis e parâmetros R_a , R_z e R_t);
- 4) Morfologia do cavaco.

4.1 Análise dos Desgastes da Ferramenta

As curvas de vida da ferramenta de corte para os desgastes de flanco médio (VB_B), de ponta (VB_C), de flanco máximo (VB_{MAX}), e de entalhe (VB_N) nos dois ambientes de corte (a seco e com argônio) são apresentadas na Figura 4.1. Os valores dos desgastes para cada passe estão registrados na Tabela A.1 do APÊNDICE. Observa-se que a utilização do gás inerte durante a usinagem proporcionou um aumento no tempo de vida.

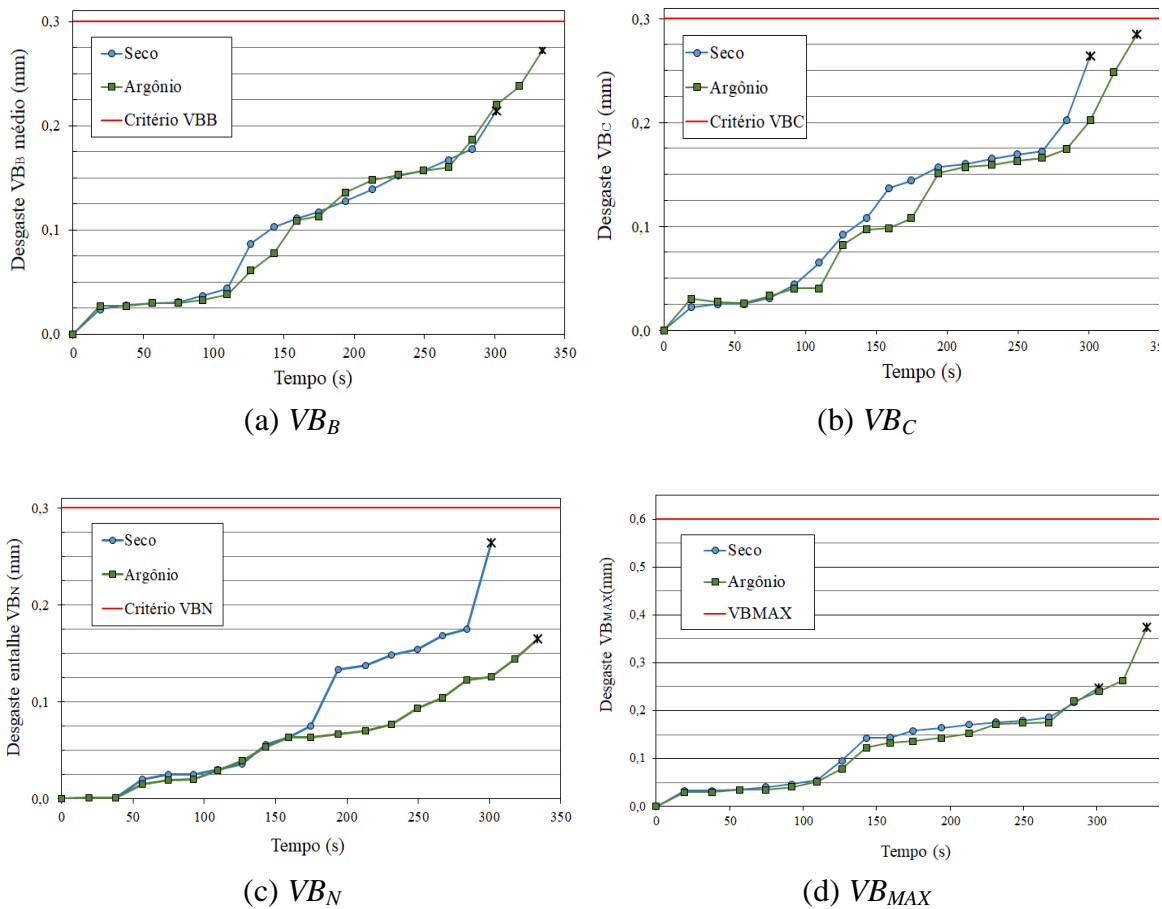


Figura 4.1 – Evolução dos desgastes em função do tempo usinado.

Observa-se pela Figura 4.1a que o comportamento do desgaste médio de flanco (VB_B) ao longo da vida da ferramenta foi semelhante para ambas as condições (a seco e com gás inerte), ou seja, não foi possível visualizar alterações significativas no desgaste resultante com a variação da atmosfera de corte. O que se observa é um comportamento linear da curva até um período aproximado de 100 s de usinagem; posteriormente, a inclinação torna-se mais evidente, indicando a aceleração do VB_B . Além disso, a quebra da aresta no corte a seco aconteceu aos 300 s de usinagem, enquanto que para a condição com gás argônio ela ocorreu aos 330 s, correspondendo a um aumento de 10% na vida útil da ferramenta. Essa mesma semelhança das curvas foi observada por Lima et al., 2017, durante o estudo do desgaste de ferramenta cerâmica no torneamento do Inconel[®]751 em condições de corte semelhantes.

As curvas de vida representadas pelas Figuras 4.1b e 4.1d mostram que os desgastes na ponta (VB_C) e máximo de flanco (VB_{MAX}) também não foram influenciados de maneira expressiva pela atmosfera inerte. No entanto, houve redução média de 23,5% no valor de VB_C com a aplicação do gás argônio em comparação ao corte a seco. Isso possivelmente se deve à redução da oxidação em função do argônio garantir uma atmosfera inerte na região de corte e impedir eventuais reações com o oxigênio do ar, conforme descrito por Diniz et al., 2013.

A evolução do desgaste de entalhe (VB_N) da ferramenta é apresentada pela Figura 4.1c. Diferentemente das demais situações, observa-se uma redução considerável de VB_N para a condição de corte com o gás inerte quando comparado ao corte a seco. Os desgastes de entalhe foram similares até um tempo de usinagem de 170 s; posteriormente observa-se um aumento de 44,3% de VB_N para a condição de corte a seco. No fim de vida, com a aplicação do argônio, a redução do desgaste de entalhe chegou a 47%.

Conforme Zeng et al., 2018, o VB_N é um dos desgastes mais significativos na usinagem de HRSA e é oriundo da presença de uma camada encruada na superfície da peça e também pelo atrito do cavaco na mesma posição da ferramenta. De acordo com Cantero et al., 2013, esse desgaste ocorre principalmente em materiais de alta ductilidade que apresentam um elevado grau de encruamento, como é caso das superligas à base de níquel. Segundo Zhuang et al., 2014, a camada endurecida abaixo da superfície da peça é a principal causa do desgaste do entalhe das ferramentas de corte; no caso, o escoamento do cavaco sobre essa região remove o revestimento da ferramenta, expondo o substrato, acelerando o desgaste e afetando diretamente a vida útil da mesma. Já Obiwaka e Yamaguchi, 2015, descrevem que o oxigênio presente no ar pode ter um efeito lubrificante devido aos óxidos formados pelas altas temperaturas da região de corte; no entanto, estes óxidos são removidos pelo fluxo de material adjacente junto com grãos de metal-duro, acelerando o desgaste da ferramenta por atrito;

assim, quando o VB_N é principalmente governado por atrito, o oxigênio pode acelerar o desgaste do entalhe.

A Figura 4.2 apresenta imagens dos insertos em diferentes estados de desgaste ao longo do tempo de vida para os cortes a seco e com argônio, indicando em milímetros os desgastes VB_N e VB_{MAX} .

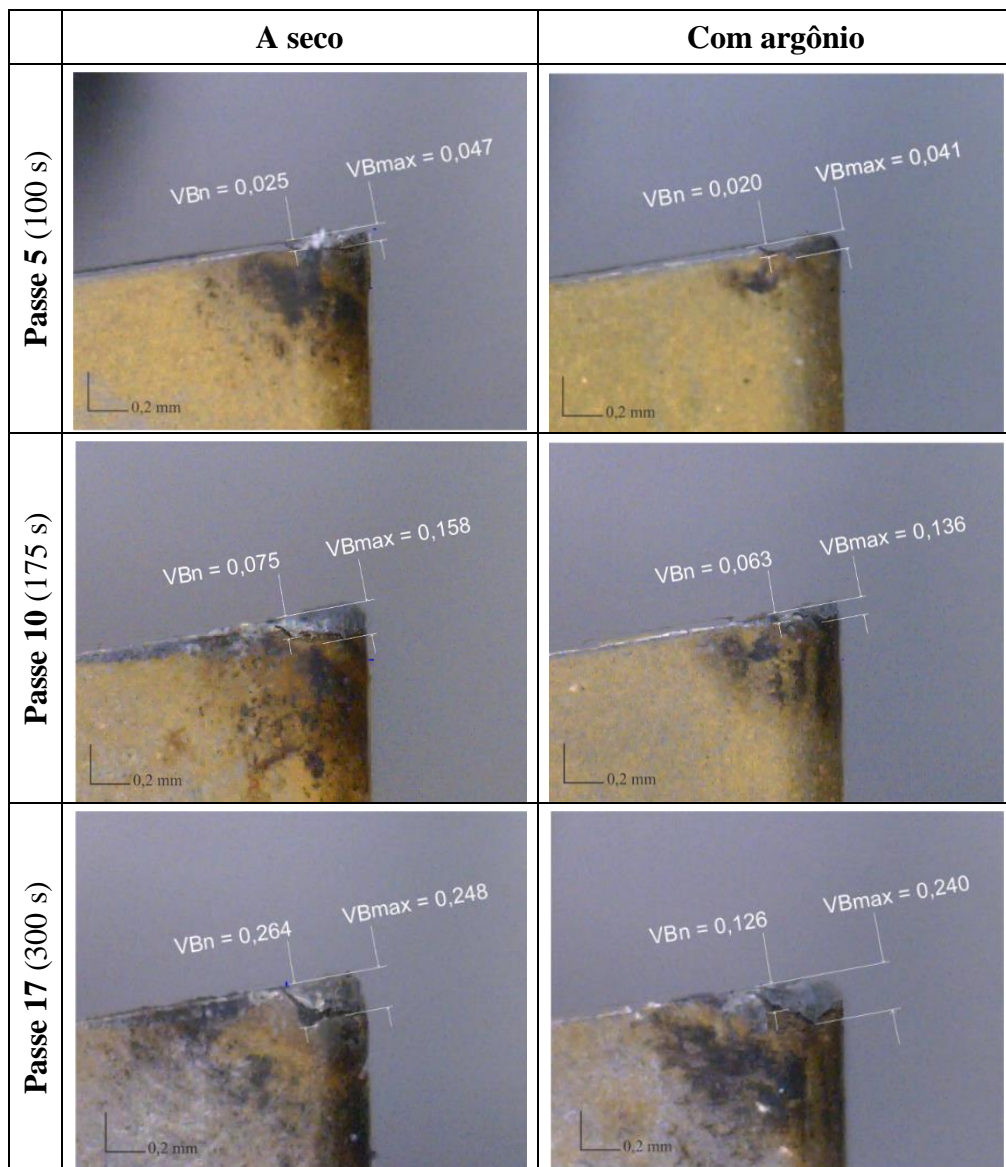


Figura 4.2 – Quadro comparativo das imagens dos desgastes na superfície de folga da ferramenta ao longo da sua vida para as duas atmosferas de corte (ampliação 50x).

Analisando as imagens relativas aos passes 5 e 10, nota-se que o desgaste de entalhe foi inferior ao desgaste máximo de flanco, independente da atmosfera da região de corte. No décimo passe, que corresponde a aproximadamente metade do tempo de vida, o VB_{MAX} foi 52,5% maior do que o VB_N para a condição a seco, enquanto para a condição com gás inerte, a

diferença foi 53,6 % maior. Esse fato indica que ambas as situações o desgaste máximo de flanco apresentou maior intensidade enquanto a ferramenta ainda apresentava boas condições de corte. Conforme Machado et al., 2015, no início da vida da ferramenta, o desgaste de flanco é causado principalmente pelo mecanismo de abrasão em temperaturas de usinagem nas quais a dureza a quente da ferramenta não é alterada significativamente. Isto explica os menores valores do VB_N para os passes iniciais, pois devido às melhores condições da ferramenta, a temperatura era mais baixa, reduzindo os efeitos da oxidação (ver Fig. 2.12).

As imagens registradas no último passe antes do lascamento para o corte a seco (passe 17) indicam que o principal mecanismo de desgaste da ferramenta foi a abrasão, através de microlascamentos da aresta de corte que ocorreram independente da condição de corte.

Tebaldo et al, 2017, descrevem que o desgaste abrasivo é comumente encontrado na usinagem de superligas à base de níquel, principalmente no limite da parte ativa da aresta de corte, em função da remoção do revestimento. Machado et al., 2015, complementam, mencionando que elevadas temperaturas potencializam o desgaste abrasivo e reduzem a dureza da pastilha; ademais, a combinação de altas temperaturas com o ar potencializam esse mecanismo junto às extremidades de contato, formando o assim o desgaste de entalhe. Diniz et al., 2013, explicam que o desgaste abrasivo ocorre quando o material é removido ou deslocado da superfície da ferramenta através de partículas duras (óxidos, carbonetos, nitretos e carbonitretos) que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Sua principal característica é a perda de material com a formação de pequenos sulcos que causam microlascamentos na superfície da ferramenta.

Nota-se que a atmosfera da região de corte influenciou na redução do VB_N no passe 17, contudo não proporcionou redução no VB_{MAX} . Isso também foi constatado por Lima et.al., 2017, em que uma atmosfera rica em argônio não produziu efeitos significativos para redução do VB_{MAX} , mas mostraram um VB_N mais acentuado na condição a seco, indicando que atmosferas ricas em argônio são capazes de reduzir o desgaste do entalhe. Houve também concordância com Ezugwu et al., 1999, que descrevem que atmosferas inertes aumentam a vida da ferramenta de corte reduzindo a incidência de uma fratura.

A Figura 4.3 mostra as imagens dos insertos ao final de suas vidas para os cortes a seco e com argônio, indicando a região de ocorrência do entalhe e seu efeito sobre a fratura da ferramenta. Analisando o ponto de fratura da ferramenta, observa-se que a fratura ocorre junto ao entalhe, o que é explicado pelo efeito de concentração de tensões já mencionado.

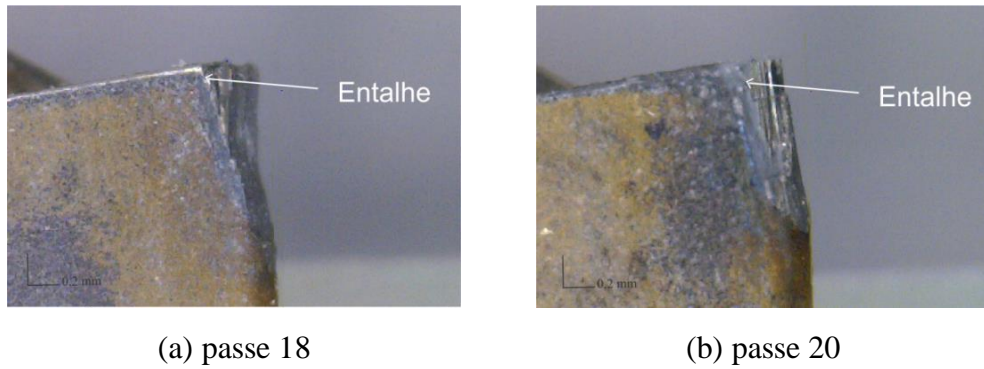


Figura 4.3 – Imagens da fratura da ferramenta após seu fim de vida nas condições de corte: (a) a seco; (b) com argônio (ampliação 50x).

4.2 Análise das Componentes da Força de Usinagem

As componentes da força de usinagem foram comparadas ao longo do tempo de usinagem conforme a condição de corte, e seus valores são apresentados na Figura 4.4.

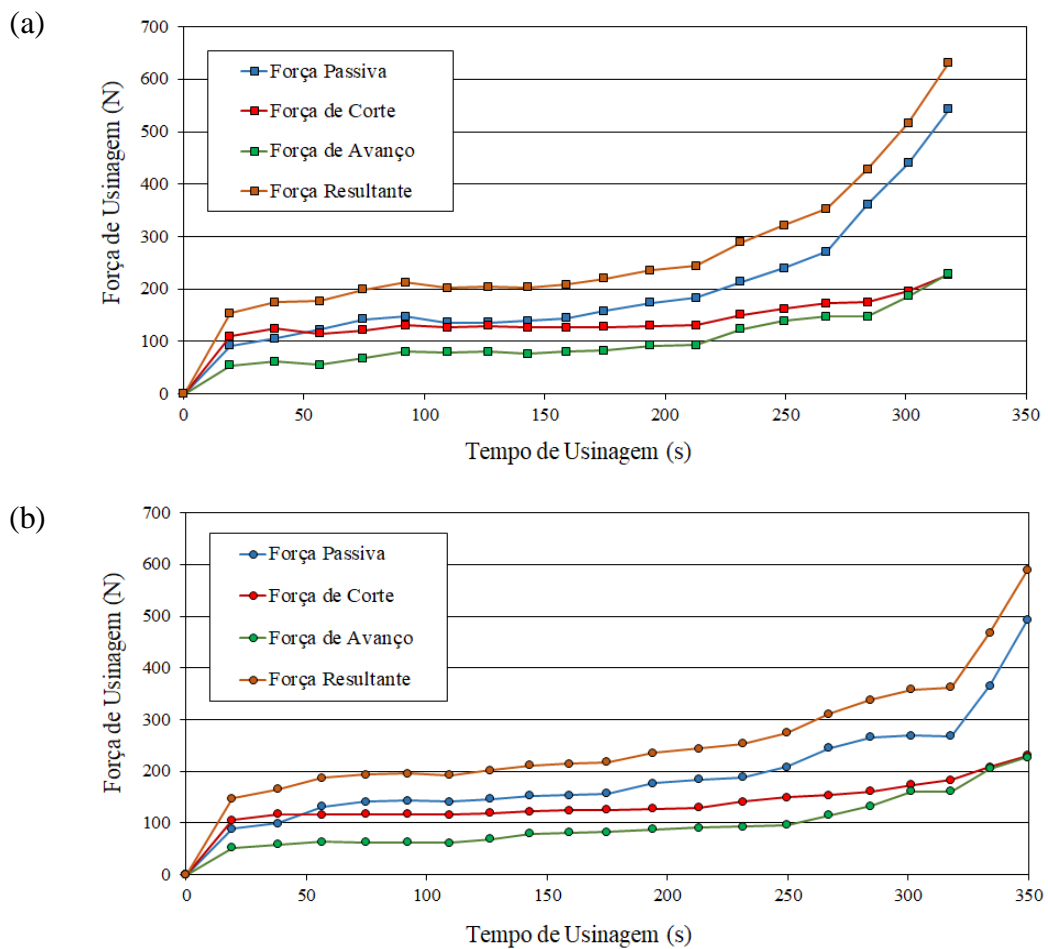


Figura 4.4 – Componentes da força de usinagem em função do tempo de corte: (a) a seco; (b) com argônio

Os valores médios destas componentes e suas incertezas expandidas para todos os passes são apresentados na Tabela A.2 (corte a seco) e Tabela A.3 (corte com argônio) do APÊNDICE. Os valores da força resultante foram calculados conforme a Equação 2.1.

Analisando a Figura 4.4, verifica-se que a força passiva (F_p) foi a maior dentre todas as componentes para ambas as condições (a seco e com argônio), principalmente após a segunda metade da vida da ferramenta (após 180 s). Esse fato corrobora com os dados observados por Grzesik et al., 2018, e explicados por Astahkov e Davim, 2008, que descrevem que a recuperação elástica apresenta uma maior intensidade para materiais que sofrem encruamento (como é o caso das superligas à base de Ni), resultando em um maior atrito contra o flanco na região do raio de ponta da ferramenta e aumentando consideravelmente a força passiva.

O crescimento contínuo e exponencial de F_p foi proporcional ao incremento dos desgastes no flanco da ferramenta. No corte a seco, do 1º para o 5º passe ($VB_{MAX} \cong 0,10$ mm), a F_p apresentou um acréscimo de 60% e para o intervalo entre o 10º ($VB_{MAX} \cong 0,15$ mm) e 17º passe ($VB_{MAX} \cong 0,25$ mm), esse aumento foi de 177%. Na condição com atmosfera inerte, o crescimento da F_f do 1º ao 5º passe foi similar ao corte a seco (61,8%). Entretanto, o acréscimo no intervalo entre o 10º e 17º passe foi de 71,3% (106% menor).

A força de corte (F_c) cresceu 78,3% do 1º ao penúltimo passe (17º) para a condição a seco, enquanto que para a situação com argônio (17º passe), o aumento foi de 64,3%. Como os parâmetros de corte mantiveram-se constantes, o crescimento contínuo e linear da F_c está associado ao aumento do desgaste de flanco da ferramenta. No entanto, a diferença percentual indica que o argônio, em temperatura ambiente, não apresenta boa capacidade de refrigeração.

A força de avanço (F_f) apresentou a menor intensidade nas duas condições (a seco e com argônio) durante a maior parte da vida da ferramenta. Contudo, nos últimos passes (estado catastrófico da aresta), houve um aumento expressivo, atingindo valores semelhantes aos da F_c . Foi observado para a F_f comportamento similar ao da F_c (crescimento contínuo e linear). No corte a seco, do 1º ao 5º passe, a F_f apresentou um aumento de 47,5%, e para do 10º ao 17º passe, o crescimento foi de 125%. Para a condição com argônio, o crescimento da força de avanço do 1º ao 5º passe foi de 20,5% e entre o 10º e o 17º passe foi de 93,9%.

Assim, as forças passiva e de avanço se mostraram mais sensíveis ao desgaste da ferramenta que a força de corte. Machado et al., 2015, explicam que os desgastes modificam a geometria da ferramenta, o que, por si só, já altera as forças. Ademais, os desgastes provocam um aumento da área de contato ferramenta-peça. Portanto, não foi observada neste trabalho

uma relação clara entre desgaste de flanco a e força de usinagem. No entanto, foi constatado experimentalmente que as forças F_p , F_f e F_c aumentam cerca de 26%, 17% e 10%, respectivamente, a cada 0,1 mm de desgaste de flanco.

A análise de cada uma das componentes ortogonais da força de usinagem F (passiva F_p , corte F_c e avanço F_f) geradas para as condições a seco e com argônio é apresentada separadamente nas subseções que se seguem.

4.2.1 Força Passiva

A magnitude da força passiva (F_p) em função do número de passes nas condições a seco e com gás inerte é representado de forma gráfica pela Figura 4.5. As barras de erros representam a incerteza expandida para um intervalo de confiança de 95%, isto é, $\mu \pm 1,96 \cdot \sigma$, onde μ é a média e σ é o desvio-padrão da amostra dos 3000 pontos coletados.

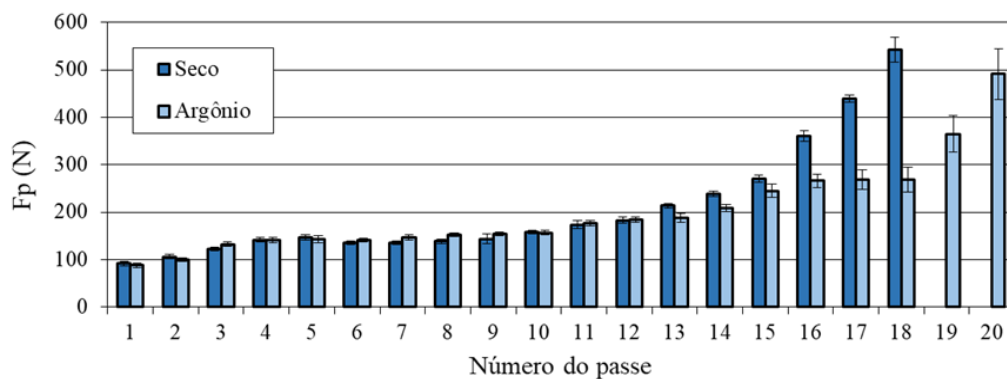


Figura 4.5 – Valores médios da força passiva (F_p) em função do desgaste da ferramenta.

Pela figura não se observam alterações significativas na intensidade da força passiva (F_p) pela variação da atmosfera de corte até o passe 12 (212 s). A partir do passe 13 (235 s), a variação se torna mais expressiva, com a taxa de crescimento da F_p sendo maior na condição a seco. A diferença de amplitude nas duas condições chega a 51% no passe 18 (ocorrência da fratura na ferramenta durante o corte a seco). O aumento da F_p se deve ao desgaste excessivo da ponta do inserto (VB_C) que culminou com a possível perda do revestimento PVD-TiAlN. Isto corrobora com os estudos de Delijaicov, 2004, e Grzesik et al., 2018.

Analisando a Figura 4.5 tem-se também uma maior dispersão a partir do 15º passe para ambas as condições de corte, indicando um aumento na vibração em virtude do desgaste da ferramenta de corte. Urbicain et al., 2013, citam que vibrações na usinagem de ligas resistentes ao calor (HRSA) são muito comuns, principalmente no torneamento longitudinal. Essas vibrações ocorrem devido ao encruamento do material, aliado ao desgaste de ponta da

ferramenta de corte (VB_C) e às altas velocidades de cortes. Considerando que os testes foram realizados com $v_c = 120$ m/min, considerada HSC para superligas à base de Ni de acordo com Borba, 1998, pode-se atribuir a oscilação da força passiva à alta velocidade de corte aplicada durante a experimentação e seu efeito sobre a ferramenta de corte. Essa mesma oscilação pode ser verificada para nas demais componentes da força de usinagem (ver Fig. 4.6 e Fig. 4.7).

4.2.2 Força de Corte

A magnitude da força de corte (F_c) para cada passe nas duas atmosferas de corte é ilustrada no gráfico de colunas da Figura 4.6, onde as barras de erros representam a incerteza expandida para um intervalo de confiança de 95%.

Assim como na variação da força passiva (F_p), não há mudanças expressivas na intensidade da força de corte (F_c) pela alteração da atmosfera de corte até o passe 12 (212 s). Então, a partir do passe 13 (235 s), a variação fica evidente, onde a taxa de crescimento da F_c também é maior na condição a seco. A amplitude da força de corte gerada na usinagem com argônio foi 20% menor que no corte a seco durante o passe 18 (avaria da aresta de corte).

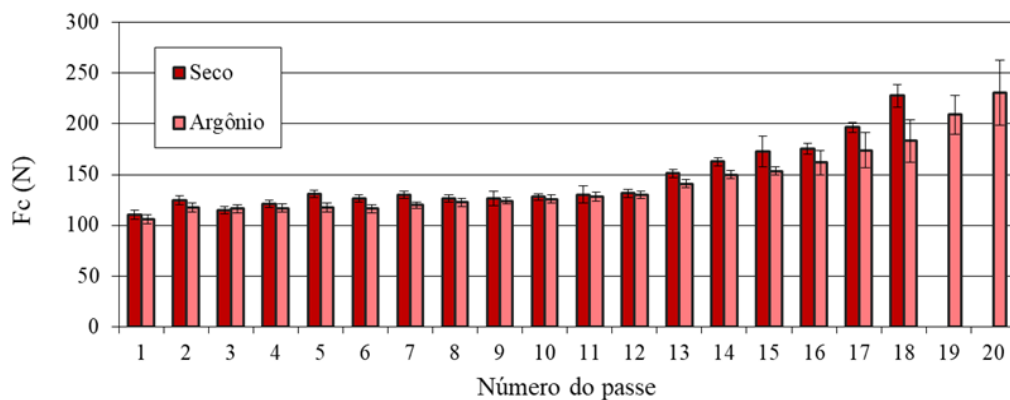


Figura 4.6 – Valores médios da força de corte (F_c) em função do desgaste da ferramenta.

Nota-se que ocorreu uma dispersão mais acentuada dos valores de F_p a partir do 15º passe, indicando um aumento da vibração em função da evolução do desgaste da ferramenta, o que concorda com o relatado por Urbicain et al., 2013.

4.2.3 Força de Avanço

A amplitude da força de corte (F_c) para cada passe nas duas atmosferas de corte é representada pela Figura 4.7, onde as barras de erros representam a incerteza expandida para um intervalo de confiança de 95%.

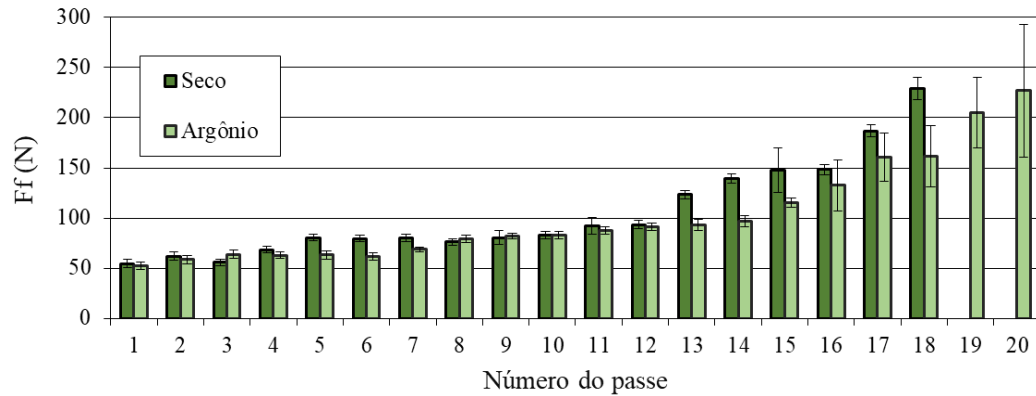


Figura 4.7 – Valores médios da força de avanço (F_f) em função do desgaste da ferramenta.

Diferente das situações anteriores, tem-se uma oscilação inicial da força de avanço (F_f) para ambas as condições (a seco e com argônio). No entanto, assim como para as demais componentes, observa-se um aumento gradual da força a partir do passe 13, refletindo em uma diferença de 30% no valor de F_f durante o último passe (passe 18), e demonstrando que houve maior dificuldade de corte na condição a seco pelo efeito de desgastes mais acentuados.

Diferentes autores explicam que o desgaste de flanco promove um crescimento do coeficiente de atrito, o que aumenta a pressão específica de corte e a dificuldade de usinagem [Diniz et al., 2013; Ferraresi, 2011; Machado et al. 2015]. Essa dificuldade gera a dispersão representada pelas barras de erros, que apresentam grande variação a partir do 15º passe, como constatado nas análises da força de corte (F_c) e da força passiva (F_p). Lima, 2012, cita que o aumento, e até mesmo a oscilação das forças, podem ser associadas também a fatores relacionados à formação e expulsão do cavaco e à adesão de material na ferramenta.

4.2.4 Variação das Forças com os Desgastes

As componentes ortogonais da força de usinagem geradas durante o corte a seco e com gás inerte (argônio) são apresentadas em função dos desgastes de entalhe (VB_N) e máximo de flanco (VB_{MAX}) através dos gráficos da Figura 4.8.

Analisando os gráficos, verifica-se a relação entre as três componentes da força de usinagem e a intensidade dos desgastes. Observa-se no corte a seco um aumento significativo das taxas de desgaste para $VB_N > 0,13$ mm e $VB_{MAX} > 0,17$ mm. Isso pode ser atribuído à remoção do revestimento que acentuou os desgastes de flanco e de entalhe e, por consequência, as componentes da força de usinagem. Essas mesmas considerações foram feitas por Lima et al., 2018, que descreve que o início da falha catastrófica ocorre mediante a remoção ou deterioração do revestimento. Para a condição de corte com argônio, tem-se que a

remoção do substrato ocorre de forma mais gradual, garantindo um comportamento mais linear da força de usinagem, promovendo uma redução do desgaste e por consequência o aumento de vida da ferramenta.

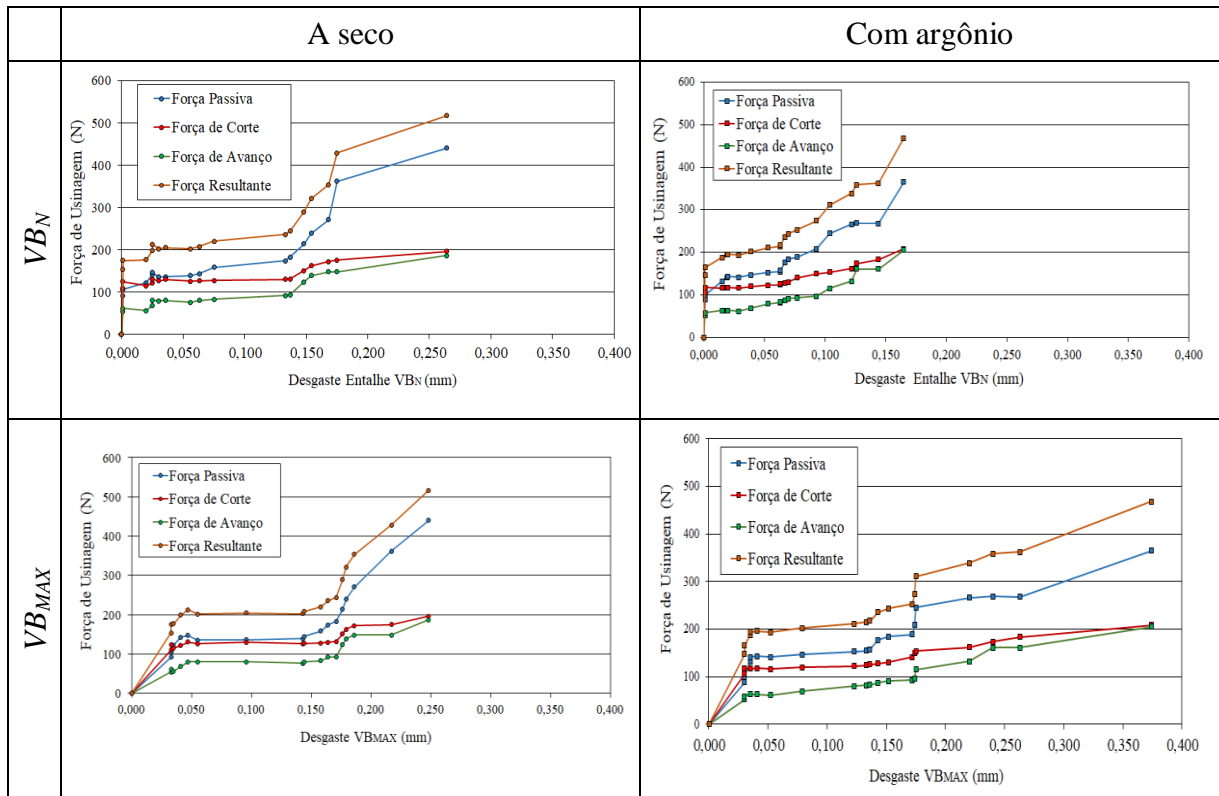


Figura 4.8 – Forças de usinagem a seco e com argônio em função dos desgastes de entalhe e máximo de flanco.

4.3 Análise da Rugosidade da Superfície Usinada

Os parâmetros de rugosidade média (R_a), média parcial (R_z) e total (R_t) e o perfil de rugosidade foram avaliados, comparando os cortes a seco e com argônio, e relacionando-os com os desgastes da ferramenta. Os valores registrados de R_a , R_z e R_t em cada passe com suas incertezas expandidas estão dispostos na Tabela A.4 (a seco) e na Tabela A5 (com argônio).

4.3.1 Rugosidade Média

Os valores de rugosidade média (R_a) são apresentados graficamente para cada passe na Figura 4.9, sendo que a barra de erros nas colunas representa a incerteza expandida, onde foi considerada a variação máxima do mensurado. O valor de rugosidade média teórica (R_{a-th}) foi calculado conforme a Equação 2.2.

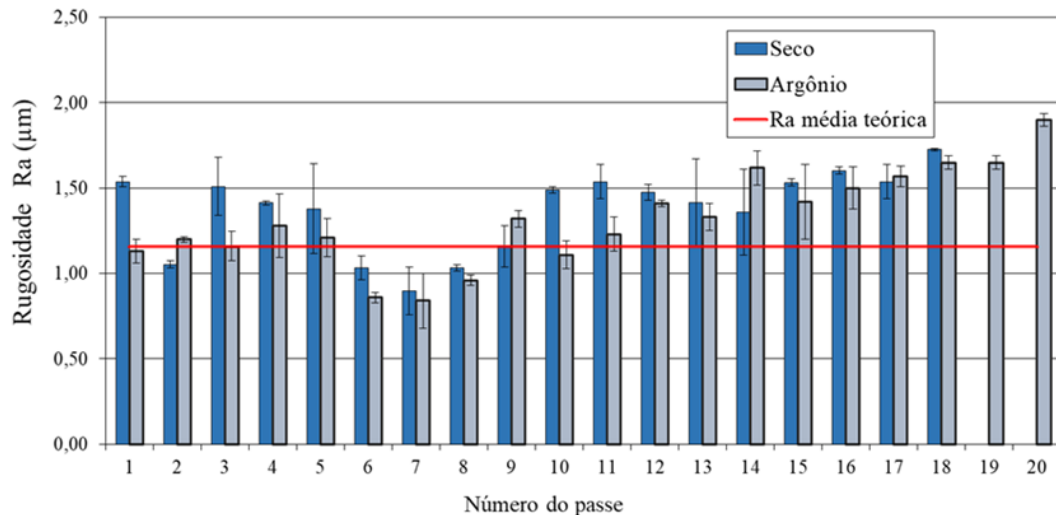


Figura 4.9 – Rugosidade média (R_a) para as condições a seco e com argônio. A linha vermelha corresponde ao valor teórico $R_{a-th} = 1,16 \mu\text{m}$.

O valor teórico $R_{a-th} = 1,16 \mu\text{m}$ é apenas indicativo, já que os valores reais estão acrescidos de outros fatores, como vibração e desgastes da ferramenta, por exemplo [Machado et al., 2015].

Em geral, na comparação com o corte a seco, os valores de R_a registrados foram cerca de 7,4% menores do que quando utilizado o gás argônio, sendo que as discrepâncias ocorreram nos passes 2, 9, 14 e 17. Entretanto, avaliando a variação do mensurando, observa-se que os valores se encontram na faixa de tolerância. Conforme Dixit et al., 2012, a lubrificação gasosa favorece a penetração nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça e facilita a remoção do cavaco da região de corte, evitando que esse prejudique o acabamento da superfície usinada. Com relação ao acabamento, Lima, 2012, descreve que o argônio teve desempenho semelhante ao fluido de corte em abundância na usinagem da superliga Inconel[®]751, e foi muito superior à atmosfera rica em oxigênio.

A redução do valor de rugosidade entre os passes 4 e 7 se deve provavelmente ao aumento do raio de ponta (r_e) causado pelo desgaste da ferramenta e, por conseguinte, uma redução da incidência de picos e vales na superfície usinada [Hua e Liu, 2018]. Isso promove uma diminuição de R_a (ver Equação 2.2). Até o passe 4, o desgaste por abrasão não tem grande influência sobre os valores de R_a , pois $VB_C \leq 0,03 \text{ mm}$. Após o passe 7, os efeitos do aumento do desgaste abrasivo ($VB_C \geq 0,10 \text{ mm}$) sobre R_a superam a influência do aumento de r_e , fazendo com que R_a volte a crescer.

4.3.2 Rugosidade Média Parcial

A Figura 4.10 apresenta a rugosidade média parcial (R_z) de acordo com cada passe e para as duas atmosferas de corte, onde a barra de erros nas colunas representa a incerteza expandida, em que foi considerada a variação máxima do mensurado.

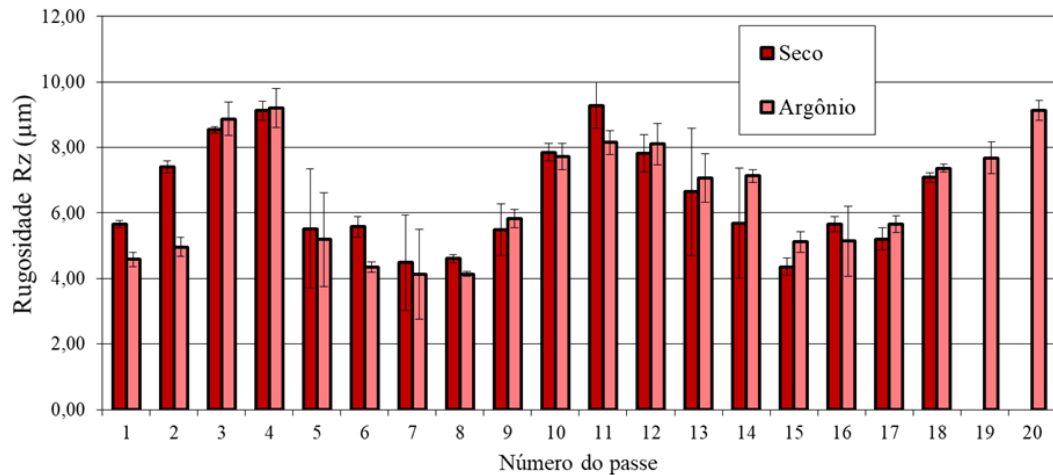


Figura 4.10 – Rugosidade média parcial (R_z) para as condições a seco e com argônio.

Os valores de R_z foram levemente inferiores para a condição de corte com argônio, sendo que ao longo do período de usinagem apresentou uma redução média de aproximadamente 2,8%. Apesar de pequena, essa variação é justificada pelo fato de o argônio reduzir a taxa de desgaste da ferramenta de corte [Ezugwu, 2005] e facilitar a expulsão do cavaco da região de corte [Dixit et al.,2012]. Observam-se decréscimos nos valores de R_z entre os passes 4 e 7 (semelhante a R_a) e entre os passes 11 e 15 possivelmente devido à predominância do efeito do aumento do r_ϵ sobre o aumento do atrito gerado pelo desgaste.

Como o parâmetro R_z é mais sensível a variações de pico a vale na superfície usinada, esta seria a causa mais provável de a rugosidade média (R_a) não diminui entre os passes 11 e 15, já que R_a , por definição, só considera a média dos valores. No caso, após o passe 15 ($VB_C \geq 0,17$ mm), acredita-se que o efeito do aumento do desgaste supere novamente o do aumento de r_ϵ , fazendo R_a crescer.

4.3.3 Rugosidade Total

A rugosidade total (R_t) é apresentada pelo gráfico da Figura 4.11 de acordo com cada passe para as condições de corte a seco e com argônio. A barra de erros nas colunas representa a incerteza expandida, onde foi considerada a variação máxima do mensurado.

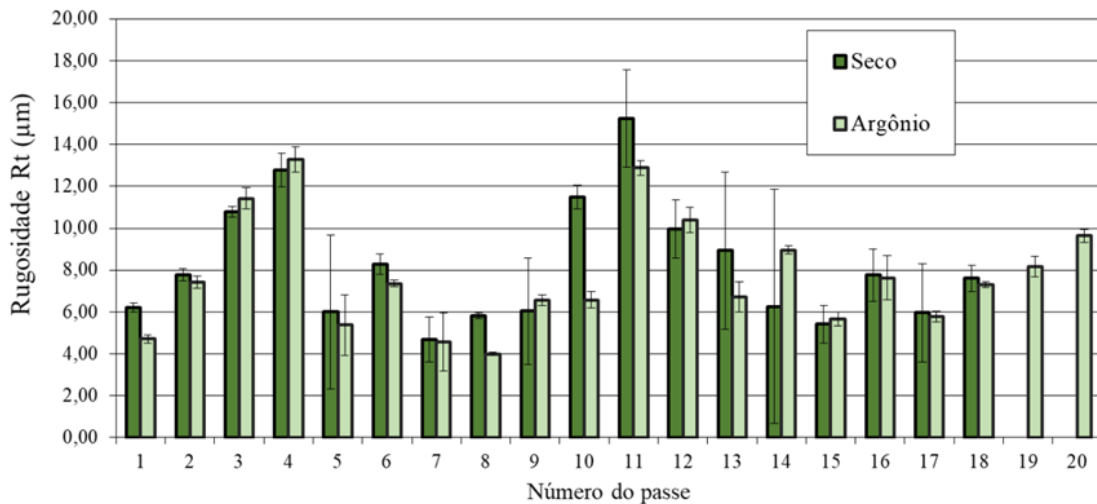


Figura 4.11 – Rugosidade total (R_t) para as condições a seco e com argônio.

Assim como para R_a e R_z , e considerando os mesmos motivos, os valores de R_t foram inferiores para a condição de corte com argônio, apresentando redução 3,5% ao longo do comprimento usinado. Houve redução nos valores de R_t entre os passes 4 e 7, e entre os passes 11 e 15, provavelmente pelo mesmo motivo citado para a rugosidade R_z .

4.3.4 Perfis de Rugosidade

A Figura 4.12 apresenta comparativamente os perfis de rugosidade para as condições inicial (passe 1), intermediária (passe 11) e final (último passe) da ferramenta nas condições a seco e com argônio. A medição foi tomada no início de cada passe.

Observa-se para ambas as atmosferas de corte, que os perfis de rugosidade apresentaram boa regularidade no passe 1. Isso ocorre pelo fato de o avanço (f) e o raio de ponta da ferramenta (r_e) serem os fatores principais que influenciam o perfil de rugosidade [Bordin et al., 2014]. As linhas pontilhadas em vermelho representam a ondulação do perfil, onde se observa um perfil mais regular gerado na usinagem com argônio. Provavelmente o cavaco afetou o acabamento da superfície usinada a seco, enquanto na usinagem com argônio, o cavaco foi melhor extraído da região de corte. A amplitude de pico a vale foi de aproximadamente 4,8 μm na condição a seco e de 4,2 μm na com argônio.

No passe 11, considerando desgaste intermediário ($VB_{MAX} \cong 0,15 \text{ mm}$) na ferramenta, apesar de uma certa regularidade, os picos são mais altos e os vales mais profundos, sendo que a amplitude média de pico-a-vale é de 7,2 μm para situação a seco e 5,3 μm para com argônio. Além disso, tem-se uma oscilação do perfil na usinagem a seco (ausente na usinagem

com argônio). Esses dados indicam que a evolução do desgaste da ferramenta afeta a qualidade da superfície e corrobora com os estudos de Lima, 2012 e Yazid et al., 2011.

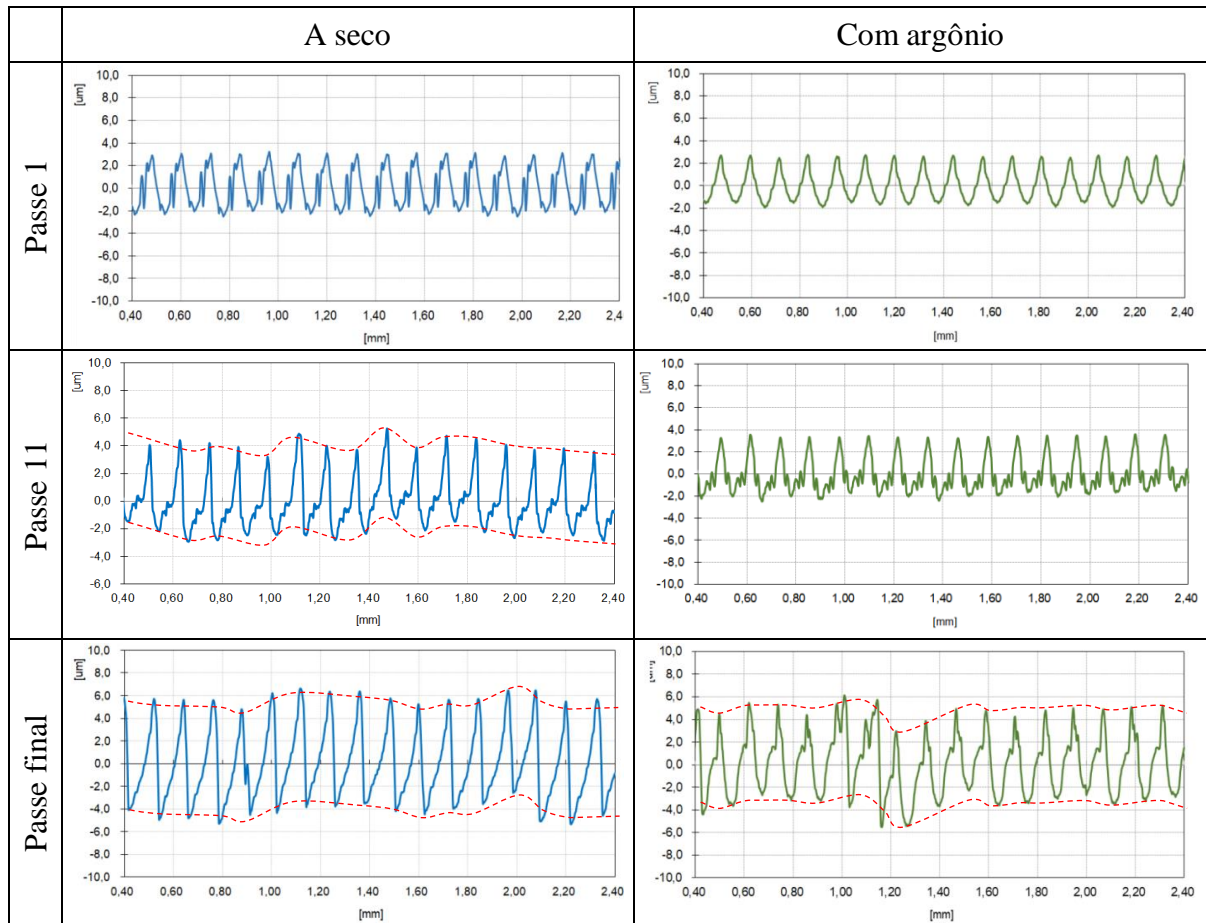


Figura 4.12 – Perfis de rugosidade em diferentes períodos de usinagem nas condições de corte a seco e com argônio.

No passe final (18° no corte a seco e 20° no corte com argônio) verificam-se irregularidades e oscilações no perfil de rugosidade. Isto ocorre devido à ferramenta estar próximo da fratura (desgaste de flanco e entalhe acentuados). O severo desgaste gera altas forças e vibrações na usinagem. Esse desgaste, além de prejudicar o acabamento, dificulta a formação e a quebra do cavaco [Urbicain et al., 2013].

4.4 Análise da Morfologia do Cavaco

A análise morfológica do cavaco foi realizada em conformidade com a norma ISO 3685, 1993, classificando-o quanto à sua forma e à sua geometria. As Figuras 4.13 e 4.14 apresentam as imagens dos cavacos obtidos em alguns passes para o corte a seco e com gás argônio, respectivamente, e a Tabela 4.1 a classificação dos mesmos. A formação de cavacos

durante a usinagem do VRC625 usando ferramenta com ângulo de saída (γ) positivo resultou na formação de cavacos helicoidais do tipo arruela (curtos, longos e emaranhados).

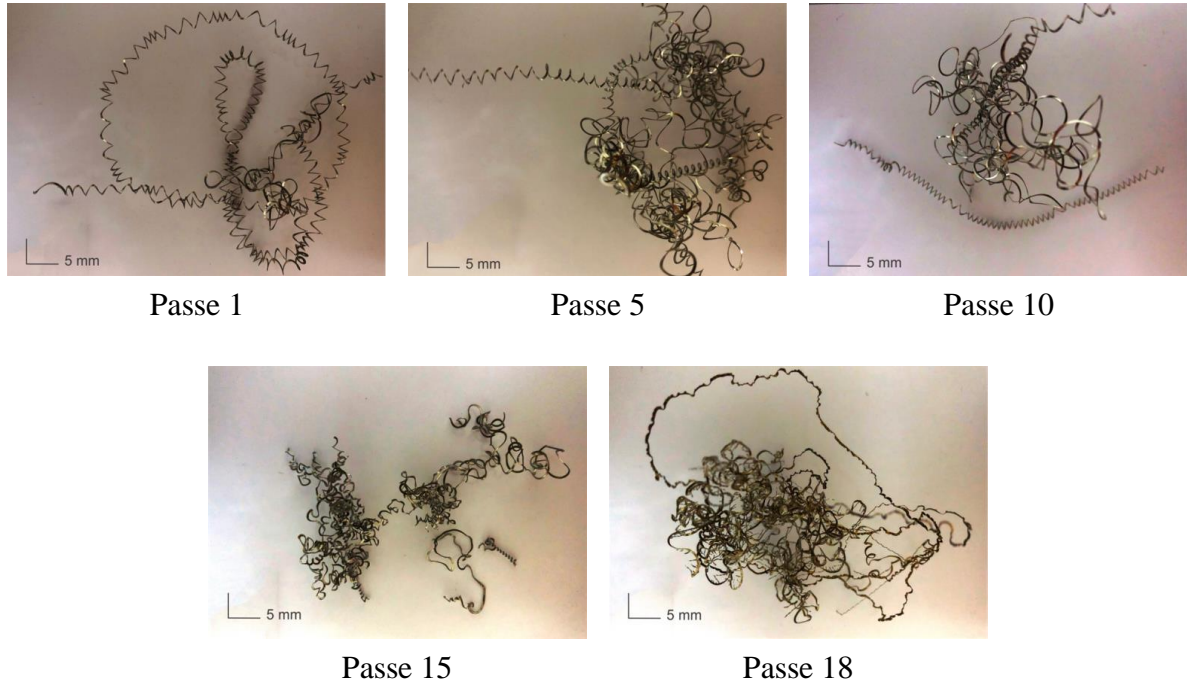


Figura 4.13 – Imagens dos cavacos gerados na condição de corte a seco.

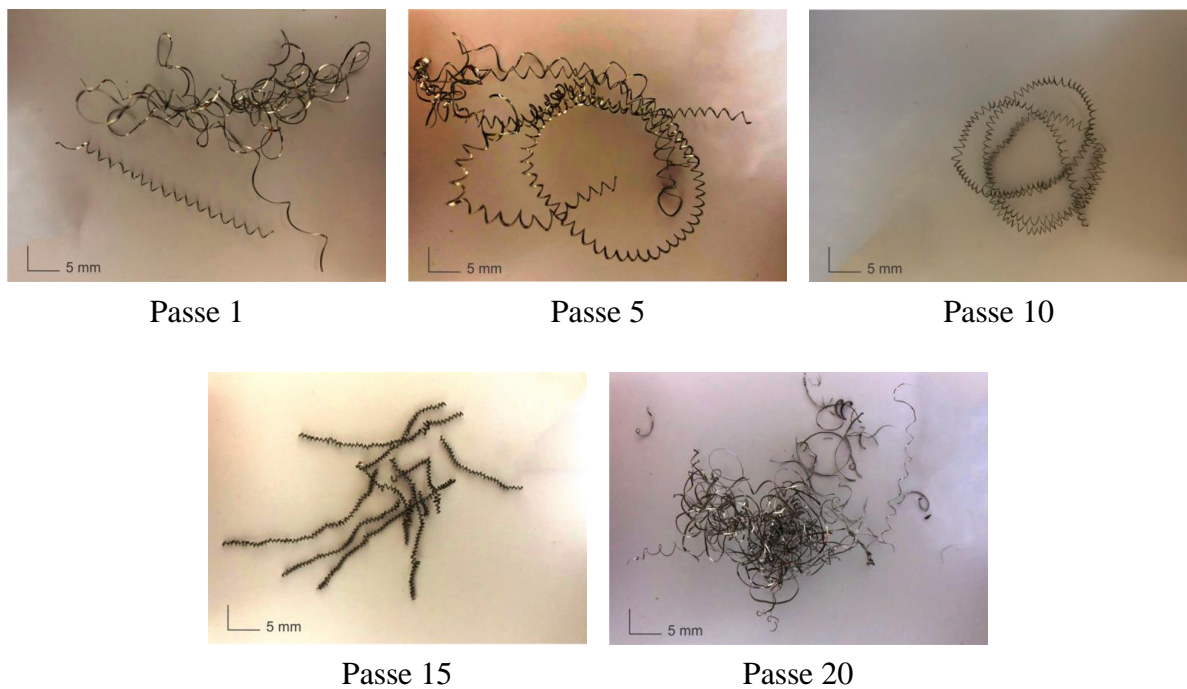












Figura 4.14 – Imagens dos cavacos gerados na condição de corte com argônio.

Tabela 4.1 – Classificação dos cavacos conforme ISO 3685, 1993.

Atmosfera de corte	Passe N°		Classificação dos Cavacos
A seco	1		 longo
	5		 emaranhado
	10	Helicoidal tipo arruela	 longo
	15		 curto
	18		 emaranhado curto
Com argônio	1		 longo
	5		 emaranhado
	10	Helicoidal tipo arruela	 emaranhado curto
	15		 longo
	20		 emaranhado curto

De acordo com a norma ISO 3685,1993 os cavacos gerados durante o processo de usinagem apresentam características que estão relacionadas ao tipo de material, à geometria da ferramenta e à condição de corte, e podem ser classificados quanto à sua direção baseado na sua forma. Analisando a Figura 4.13 e 4.14 observa-se que os cavacos se apresentam emaranhados, indicando que foram formados longe da peça e na direção oposta ao avanço. Segundo Diniz et al., 2013, esse cavaco é gerado por grandes deformações na usinagem em altas velocidades de corte (altas temperaturas geradas na região de corte) de materiais com alta ductilidade e alto grau de encruamento, sendo caracterizado por uma fita contínua. Os baixos teores de cromo e altos teores de alumínio na superliga VRC625 em estudo favoreceram ainda mais a formação deste tipo de cavaco (ver Tabela 3.1).

Por fim, a utilização do gás inerte não auxiliou na alteração da geometria do cavaco devido à baixa capacidade calorífica dos gases, conforme descrito por Shokrani et al., 2012.

5 CONCLUSÕES

As principais conclusões obtidas a partir da análise comparativa do torneamento da superliga VRC625 variando as atmosferas de corte são descritas nos itens que se seguem.

5.1 Desgastes da Ferramentas de Corte

- A utilização do argônio proporcionou uma redução do desgaste médio de flanco (VB_B) de 10% quando comparado com a condição de corte a seco, demonstrando que técnicas de lubrificação com gás inerte podem efetivamente aumentar a vida da ferramenta durante a usinagem de materiais de difícil corte, como as ligas à base de níquel (Ni). Essa constatação se torna importante em virtude de proporcionar um processo de usinagem ambientalmente correto e uma produção mais sustentável.
- O desgaste de entalhe (VB_N) apresentou uma redução média 47 %, sendo atribuída à redução do mecanismo de falha por oxidação, pois o gás argônio garantiu uma atmosfera inerte à região de corte, impedindo eventuais reações químicas com a ferramenta de corte.
- A aplicação do gás argônio surge como uma alternativa ao corte a seco e aos tradicionais métodos lubrificantes. Porém, faz-se necessária uma análise minuciosa dos custos associados ao número de trocas de ferramenta em cada caso e dos custos adicionais que esta técnica geraria.

5.2 Força de Usinagem

- O gás inerte, atuando como lubrificante, não promoveu redução significativa das componentes da força de usinagem em comparação ao corte a seco na primeira metade da vida da ferramenta. No entanto, a menor taxa de desgaste da ferramenta gerada na condição com argônio resultou em menores forças na segunda metade da vida.
- A força passiva (F_p) apresentou a maior magnitude dentre as demais componentes ortogonais da força de usinagem devido, entre outros motivos, ao encruamento do VRC625 e sua recuperação elástica.

5.3 Rugosidade da Superfície

- O uso de gás argônio no torneamento da liga VRC625 também gerou uma pequena redução nos valores de rugosidade (em torno de 5%). Além disso, a presença do mesmo possivelmente favoreceu a expulsão do cavaco da região de corte, resultando em um perfil de rugosidade mais regular.

5.4 Propostas para Trabalhos Futuros

Considerando a avaliação da vida da ferramenta, dos mecanismos de falha, das componentes da força de usinagem e das rugosidades no torneamento de uma superliga à base de Ni utilizando inserto de metal-duro com grãos ultrafinos e revestimento PVD:

- Verificar a influência da aplicação de outros meios lubrificantes no desgaste da ferramenta de corte (fluido de corte em abundância ou em quantidade reduzida, gás inerte refrigerado, etc.);
- Realizar estudo comparativo com inserto de cerâmica (mistas ou com adição de Whiskers), considerando a (micro) geometria das ferramentas de corte;
- Investigar através de análise estatística o efeito dos parâmetros de corte (profundidade de corte, avanço e velocidade de corte), no desgaste da ferramenta de corte.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR ISO 1832. **Pastilhas intercambiáveis para ferramentas de corte – Designação**, Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2016.

ABNT NBR ISO 4287. **Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**, Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.

Ahmed, A., Fardin, A., Tanjilul, M. Wong, Y.S., Rahman, M. e Kumar, A. S. A comparative study on the modelling of EDM and hybrid electrical discharge and arc machining considering latent heat and temperature-dependent properties of Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 94, n. 5-8, p. 2729-2737, 2018.

Amorim, H. J. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramenta de metal-duro**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC-UFRGS, Porto Alegre, 2002.

ASM. **Material Data Sheet –Properties and selections Inconel 600: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. ASM International, 2018.

ASM. **Metals Handbook – Volume 1 Properties and selections: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. ASM International, 10^a ed., 1990.

Astakhov, V. P. e Davim, J. P. Tools (geometry and material) and tool wear. In: **Machining**. Springer, London,. p. 29-57 2008.

Avila, R. F. e Abrão, A. M. The effect of cutting fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 119, n. 1-3, p. 21-26, 2001.

Bai, W., Bisht, A., Roy, A., Suwas, S., Sun R. e Silberschmidt, V. V. Improvements of machinability of aerospace-grade Inconel alloys with ultrasonically assisted hybrid machining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-14, 2018.

Behera, B. C., Alemayehu H., Ghosh, S. e Rao, P. V. A comparative study of recent lubri-coolant strategies for turning of Ni-based superalloy. **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 30, p. 541-552, 2017.

Bhadeshia, H. K. H. Recrystallisation of practical mechanically alloyed iron-base and nickel-base superalloys. **Materials Science and Engineering**. vol. 223, n. 1-2, p. 64-77, 1997.

Borba, V. R. **Análise da força de usinagem e da rugosidade no torneamento de aços endurecidos com ferramentas de PCBN e de metal-duro**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, POSMEC-UFSC, Florianópolis, 2016.

Bordin, A. Bruschi, S. e Ghiotti, A. The effect of cutting speed and feed rate on the surface integrity in dry turning of CoCrMo alloy. **Procedia CIRP**, vol. 13, p. 219-224, 2014.

Byun, T. S. e Farrell, K. Tensile properties of Inconel 718 after low temperature neutron irradiation. **Journal of Nuclear Materials**, vol. 318, p. 292-299, 2003.

Cantero, J. L., Díaz-Álvarez, J., Miguélez, M. H. e Marín, N. C.. Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718. **Wear**. vol. 297, p. 885-894, 2013.

Chien, A.; Gan, D. e Shen, P. Microstructures of two-stage aluminized coatings on inconel 600. **Materials Science and Engineering**, vol. 206, n. 2, p. 215-224, 1996.

Choudhury, I. A. e El-Baradie, M. A. Machinability of nickel-base super alloys: a general review. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 77, n. 1-3, p. 278-284, 1998.

D'addona, D. M. Raykar, S. J. e Narke, M.M. High speed machining of Inconel 718: tool wear and surface roughness analysis. **Procedia CIRP**, vol. 62, p. 269-274, 2017.

Da Silva, M. B. e Wallbank, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods: a review, **Journal of Material Processing Technology** vol.88, n.1-3, p.195-202, 1999.

Da Silva, R. B., Sales, W. F., Costa, E. S., Ezugwu, E. O., Bonney, J., Da Silva, M. B., e Machado, Á. R. Surface integrity and tool life when turning of Ti-6Al-4V with coolant applied by different methods. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 93, n. 5-8, p. 1893-1902, 2017.

Darwish, S. M. The impact of the tool material and the cutting parameters on surface roughness of supermet 718 nickel superalloy. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 97, n. 1-3, p. 10-18, 2000.

Davim, J. P. **Machining of Hard Materials**. Springer Science & Business Media, 2011.

Davim, J. P. **Surface Integrity in Machining**. London: Springer, 2010.

Debnath, S., Reddy, M. M. e Yi, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review, **Journal of Cleaner Production**, vol. 83, p. 33-47, 2014.

Delijaicov, S. **Modelagem das Tensões Residuais no Processo de Torneamento Duro de um Aço DIN 100 CrMn6 e suas Correlações com o Esforço de Corte**. São Paulo, Tese (Doutorado), Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 176p. 2004.

Devillez, A. Schneider, F., Dominiak, S., Dudzinski, D. e Larrouquere, D. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. **Wear**, vol. 262, n. 7-8, p. 931-942, 2007.

Devillez, A. Le Coz, G., Dominiak, S., Dudzinski, D. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 211, n. 10, p. 1590-1598, 2011.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C. e Coppini, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, 8ª ed., São Paulo, Artliber, 2013.

Dixit, U. S., Sarma, D. K. e Davim, J. P. **Environmentally Friendly Machining**. Springer Science & Business Media, 2012.

Dogra, M., Sharma, V. S. e Durejac, J. Effect of tool geometry variation on finish turning-A Review. **Journal of Engineering Science & Technology**, vol. 4, n. 1, 2011.

Dong, G., Zhaopeng, H., Rongdi, H., Yanli, C. e Muguthu, J. N. Study of cutting deformation in machining nickel-based alloy Inconel 718. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 51, n. 6, p. 520-527, 2011.

Espindola, E. S. C. e Klafke, A. L. Análise comparativa da utilização de fluidos de corte na usinagem do aço ABNT 1045 em operação de desbaste. In: **8º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, Uberlândia, MG. 2014.

Ezugwu, E. O., Bonney, J. e Yamane, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 134, n. 2, p. 233-253, 2003.

Ezugwu, E. O. Wang, Z. M. e Machado, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 86, n. 1-3, p. 1-16, 1999.

Ezugwu, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 45, n. 12-13, p. 1353-1367, 2005.

Faccio, I. **Investigações sobre o Acabamento Superficial de Usinagens com Altíssima Velocidade de Corte**, Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, POLI-USP, São Paulo, 2002

Fang, N. e Wu, Q. A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 209, n. 9, p. 4385-4389, 2009.

Faria, J. C. **Estudo da Usinagem em Torneamento da Superliga a Base de Níquel Nimonic 80**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNESP, Guaratinguetá, 2007.

Ferraresi, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 9ª. Reimpressão. São Paulo: Ed. Edgard Blucher Ltda, 2011.

Gama, R. P. **Estudo da Formação do Cavaco no Torneamento de Superligas de Níquel**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNESP, Guaratinguetá, 2014.

Goldberg, I. B. Mitchell, M. R., Murphy A. R., Goldfarb R. B. e Loughran R. J. **Magnetic susceptibility of inconel alloys 718, 625, and 600 at cryogenic temperatures**. In: *Advances in Cryogenic Engineering Materials*. Springer, Boston, MA, 1990. p. 755-762, 1990.

Grzesik, W., Niesłony, P., Habrat, W., Sieniawski, J., e Laskowski P. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. **Tribology International**, vol. 118, p. 337-346, 2018.

Hemakumar, S. e Kuppan, P. Experimental Investigations on the Machinability of Inconel 625 under Dry Cutting Environment. **Materials Today: Proceedings**, vol. 5, n. 5, p. 11718-11726, 2018.

Hua, Y. e Liu, Z. Effects of cutting parameters and tool nose radius on surface roughness and work hardening during dry turning Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-10, 2018.

ISO 3685. **Tool Life Testing with Single-point Turning Tools**, International Organization for Standardization, 48p, 1993.

Jindal, P. C., Santhanam A. T., Schleinkofer, U. e Shuster, A. F. Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, vol. 17, n. 1-3, p. 163-170, 1999.

Kamata, Y. e Obikawa, T. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 192, p. 281-286, 2007.

Kasim, M. S. Che Haron, C. H., Ghani, J. A., Sulaiman M. A. e Yazid M. Z. A. Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718. **Wear**, vol. 302, n. 1-2, p. 1171-1179, 2013.

Klocke, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**, RWTH Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 506p, 2011.

Kong, J., Xia, Z., Xu, D. e He, N. Investigation on notch wear mechanism in finish turning pure iron material with uncoated carbide tools under different cooling/lubrication conditions. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 86, n. 1-4, p. 97-105, 2016.

Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Maruda, R. W. e Wojciechowski, S. Dry cutting effect in turning of a duplex stainless steel as a key factor in clean production. **Journal of Cleaner Production**, vol. 142, p. 3343-3354, 2017.

Kuo, C. M. Yang, Y.T., Bor, H.Y., Wei, C. N. e Tai, C.C. Aging effects on the microstructure and creep behavior of Inconel 718 superalloy. **Materials Science and Engineering**. vol. 510, p. 289-294, 2009.

Li, J., Lu, Y., Zhang, H. e Xin, L. Effect of grain size and hardness on fretting wear behavior of Inconel 600 alloys. **Tribology International**, vol. 81, p. 215-222, 2015.

Liew, P. J. Shaaroni, A., Che Sidik, N. A. e Yan, J. An overview of current status of cutting fluids and cooling techniques of turning hard steel. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, vol. 114, p. 380-394, 2017.

Lima, F. F. **Estudo do Desgaste de Ferramentas de Metal-duro e Cerâmicas no Torneamento do Inconel® 751 e Inconel® 718**. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, 2012.

Lima, F. F., Sales W. F., Costa, E. S. e Silva F. J. Wear of ceramic tools when machining Inconel 751 using argon and oxygen as lubri-cooling atmospheres. **Ceramics International**, vol. 43, n. 1, p. 677-685, 2017.

Lotfi, M., Jahanbakhsh, M. e Farid, A. Wear estimation of ceramic and coated carbide tools in turning of Inconel 625: 3D FE analysis. **Tribology International**, vol. 99, p. 107-116, 2016.

Machado, A. R.; Abrão, A. M.; Coelho, R. T.; Silva, M. B.. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Editora Blucher, São Paulo, 3ª ed., 2015.

Marques, A. **Torneamento de Inconel 718 com Aplicação de Lubrificantes Sólidos**. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, 2015.

Matsumoto, Y., Barash, M. M. e Liu, C. R. Cutting mechanism during machining of hardened steel. **Materials Science and Technology**, vol. 3, n. 4, p. 299-305, 1987.

Miao, Z., Shan A. D., Wu, Y. B., Hu, Y., Liu, J. L. e Song, H. W. Effects of P and B addition on as-cast microstructure and homogenization parameter of Inconel 718 alloy. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, vol. 22, n. 2, p. 318-323, 2012.

Mills, B.; Redford, A. H.. **Machinability of Engineering Materials**, London, 1983.

Mitsubishi. **Material Ferramentas de corte-Informações Técnicas** Disponível em: http://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/index.html Acesso em: Mar 2019

Montazeri, S. Aramesh, M. e Veldhuis, S. C. An investigation of the effect of a new tool treatment technique on the machinability of Inconel 718 during the turning process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-18, 2018.

Mukhopadhyay, M., Banerjee, A., Kundu, A., Mahata, S., Mandal, B. e Das, S. An experimental investigation on the grindability of Inconel 600 using alumina wheel under dry condition. **Global Journal on Advancement in Engineering and Science (GJAES)**, vol. 2, n. 1, 2016.

Musavi, S. H. Davoodi, B. e Niknam S. A. Environmental-friendly turning of A286 superalloy. **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 32, p. 734-743, 2018.

Nalbant, M. Gokkaya, H. Toktas, I. e Sur, G. The experimental investigation of the effects of uncoated, PVD-and CVD-coated cemented carbide inserts and cutting parameters on surface roughness in CNC turning and its prediction using artificial neural networks. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, vol. 25, n. 1, p. 211-223, 2009.

Obikawa, T. e Yamaguchi, M. Suppression of notch wear of a whisker reinforced ceramic tool in air-jet-assisted high-speed machining of Inconel 718. **Precision Engineering**, vol. 39, p. 143-151, 2015.

Pradhan, D., Mahobia, G. S., Chattopadhyay, K. e Singh, V. Effect of surface roughness on corrosion behavior of the superalloy IN718 in simulated marine environment. **Journal of Alloys and Compounds**, vol. 740, p. 250-263, 2018.

Rahman, M. Seah, W. K. H. e Teo, T. T. The machinability of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 63, n. 1-3, p. 199-204, 1997.

Ramanujam, R., Vignesh, M., Tamiloli, N., Sharma, N., Srivastava, S. e Patel, A. Comparative Evaluation of Performances of TiAlN, AlCrN, TiAlN/AlCrN coated carbide cutting tools and uncoated carbide cutting tools on turning Inconel 825 alloy using Grey Relational Analysis. **Sensors and Actuators A: Physical**, 2018.

Rodrigues, A. R. **Estudo da Geometria de Arestas de Corte Aplicadas em Usinagem com Altas Velocidades de Corte**. 2005. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.

Rosa, G. C. **Estudo da Usinabilidade no Torneamento a Seco do Aço Inoxidável Martensítico AISI 420 C Endurecido com Ferramenta de Metal-Duro**. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, PROMEC-UFRGS, Porto Alegre, 2017.

Sandvik. **Materiais de Peças**, Sandvik Coromant, São Paulo, Disponível em: <http://www.sandvik.coromant.com>, Acesso em: Mar. 2019.

Sarikaya, M. Yılmaz, Y. e Güllü, A. Analysis of cutting parameters and cooling/lubrication methods for sustainable machining in turning of Haynes 25 superalloy. **Journal of Cleaner Production**, vol. 133, p. 172-181, 2016.

Satyanatayana, B. Reddy, M. D. e Nitin, P. R. Optimization of controllable turning parameters for high speed dry machining of a super alloy. **Materials Today: Proceedings**, vol. 5, n. 2, p. 4878-4886, 2018.

Sharma, V. S., Dogra, M., Suri, e N. M. Cooling techniques for improved productivity in turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 49, n.6, p.435-453, 2009.

Shokrani, A., Dhokia, V. e Newman, S.T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 57, p. 83-101, 2012.

Silva, L. R., Coelho, R. T. e Catai, R. E. Desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga “Waspaloy”. **REM: Revista Escola de Minas**, vol. 57, n. 2, p. 109-114, 2004.

Soares, R. M. **Avaliação do Comportamento dos Desgastes de Ferramentas para Torneamento da Superliga Inconel 718**. Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica, UCS, Caxias do Sul, 2017.

Souza, A. J., Rodrigues, R. I. e Rosa, G. C. Verificação das forças geradas no torneamento a seco, com fluido em abundância e em quantidade reduzida do aço AISI 420C utilizando ferramenta wiper. **CONEM - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, Fortaleza, 2016.

Special Metals. **Material Data Sheet–Properties and applications Inconel 600**. Disponível em: <http://www.specialmetals.com/assets/smc/documents/alloys/inconel/inconel-alloy-600.pdf> Acesso em: Jun 2018.

Taegu Tec. **Informações Técnicas: Ferramentas de Usinagem** – Catalogo 6131609, Taegu Tec, São Paulo, 2014.

Tavares, J. M.. **Indicação dos Estados de Superfície**, Universidade do Porto, Faculdade de Engenharia, 2012. Disponível em: <https://web.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/Estado%20de%20Superficies.pdf>, acesso em: 05 jun. 2017.

Tebaldo, V., Di Confiengo, G. G. e Faga, M.G. Sustainability in machining: “Eco-friendly” turning of Inconel 718. Surface characterization and economic analysis. **Journal of Cleaner Production**, vol. 140, p. 1567-1577, 2017.

Thakur, D. G., Ramamoorthy, B. e Vijayaraghavan, L. Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning. **Materials & Design**, vol. 30, n. 5, p. 1718-1725, 2009.

Thakur, A. e Gangopadhyay, S. Dry machining of nickel-based super alloy as a sustainable alternative using TiN/TiAlN coated tool. **Journal of Cleaner Production**, vol. 129, p. 256-268, 2016a.

Thakur, A. e Gangopadhyay, S. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 100, p. 25-54, 2016b.

Therezani, D. F., Hassui, A. e Suyama, D. I. Avaliação de ferramentas de metal-duro no torneamento da liga Inconel 713C. **COBEF - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Itatiaia, 2013.

Tönshoff, H.K., Arendt, C., e Amor, R. B. Cutting of hardened steel. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, vol. 49, p. 547-566, 2000.

Trent, E. M; Wright, P. K.. **Metal cutting**. Butterworth-Heinemann, 2000.

Tschätsch, H. **Applied Machining Technology**. Springer Science & Business Media, 2010.

Urbicain, G., Palacios, J. A., Fernández, A., Rodríguez, A., Lacalle, N. L. Zúñiga, A. E. Stability prediction maps in turning of difficult-to-cut materials. **Procedia Engineering**, vol. 63, p. 514-522, 2013.

Vilares Metals. **Ligas Especiais Resistentes a Corrosão**. Disponível em: Acesso em: Mar 2019

Yazid, M. Z. A. CheHaron. C. H., Ghani, J. A., Ibrahim, G.A. e Said, A. Y. M. Surface integrity of Inconel 718 when finish turning with PVD coated carbide tool under MQL. **Procedia Engineering**, vol. 19, p. 396-401, 2011.

Zeilmann, R. P. Vacaro, T. Bordin, F. M. e Sonda, V. Processos de usinagem e responsabilidade ambiental através da redução da utilização de fluidos de corte, **17º Simpósio Internacional de Engenharia Automotiva**, São Paulo, SP, 2009.

Zeng, H., Yan, R., Du, P., Zhang, M. e Peng, F. Notch wear prediction model in high speed milling of AerMet100 steel with bull-nose tool considering the influence of stress concentration. **Wear**, 2018.

Zhang, H. Y., Lu, Y. H., Ma, M. e Li, J. Effect of precipitated carbides on the fretting wear behavior of Inconel 600 alloy. **Wear**, vol. 315, n. 1-2, p. 58-67, 2014.

Zhang, S., Li, J. F. e 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**, vol. 32, p. 81-87, 2012.

Zhu, D., Zhang, X. e Ding, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 64, p. 60-77, 2013.

Zhuang, K., Zhu, D., Zhang, X. e Ding, H. Notch wear prediction model in turning of Inconel 718 with ceramic tools considering the influence of work hardened layer. **Wear**, vol. 313, n. 1-2, p. 63-74, 2014.

APÊNDICE B - Valores das componentes da força de usinagem

A Tabela A.2 apresenta os valores médios da força de usinagem e a incerteza expandida com confiabilidade de 95% para a condição de corte à seco.

Tabela A.2 – Valores da força de usinagem para a condição de corte a seco

Nº Passe	Corte a Seco						
	F_p [N]	Incerteza expandida	F_c [N]	Incerteza expandida	F_f [N]	Incerteza expandida	F [N]
1	92,11	±4,71	110,20	±4,28	54,55	±3,95	153,64
2	106,18	±4,38	124,70	±4,43	62,05	±4,07	175,14
3	122,22	±4,12	114,78	±3,53	55,79	±3,31	176,70
4	142,29	±4,69	121,35	±3,57	68,40	±3,39	199,13
5	147,42	±5,70	131,08	±3,65	80,46	±3,52	213,04
6	135,85	±4,30	126,48	±3,49	79,61	±3,36	201,97
7	136,12	±4,34	130,25	±3,54	80,21	±3,43	204,76
8	139,32	±4,63	126,16	±3,47	76,31	±3,35	202,85
9	144,12	±10,38	126,80	±7,08	80,57	±7,07	208,18
10	158,75	±3,86	127,78	±3,51	82,91	±3,39	220,01
11	173,88	±8,57	130,16	±8,63	92,16	±8,23	235,94
12	183,18	±6,93	131,39	±3,72	93,50	±4,48	244,05
13	213,71	±4,90	151,15	±4,07	123,58	±4,13	289,47
14	239,27	±5,55	162,50	±4,31	139,38	±4,26	321,07
15	270,78	±7,66	172,50	±15,08	147,81	±22,25	353,45
16	361,63	±11,33	175,31	±5,01	148,22	±4,72	428,34
17	440,22	±7,57	196,45	±4,69	186,86	±6,14	517,01
18	542,79	±26,39	227,60	±10,81	229,39	±10,94	631,70
19	---	---	---	---	---	---	---
20	---	---	---	---	---	---	---

A Tabela A.3 apresenta os valores médios da força de usinagem e a incerteza expandida com confiabilidade de 95% para a condição de corte com argônio.

Tabela A.3 – Valores médios da força de usinagem para a condição de corte com argônio.

N° Passe	Corte com Argônio						
	F_p [N]	Incerteza expandida	F_c [N]	Incerteza expandida	F_f [N]	Incerteza expandida	F [N]
1	88,48	±4,53	105,86	±4,11	52,40	±3,80	147,59
2	100,08	±4,13	117,53	±4,17	58,48	±3,84	165,07
3	132,39	±4,56	116,57	±4,01	63,79	±3,95	187,58
4	141,61	±4,88	116,92	±3,84	62,93	±3,33	194,12
5	143,16	±6,84	117,64	±4,15	63,15	±4,17	195,76
6	141,58	±4,16	116,21	±4,00	61,31	±3,64	193,16
7	146,99	±4,80	119,83	±3,32	68,77	±2,28	201,73
8	152,87	±4,35	122,50	±3,94	79,55	±3,84	211,44
9	154,40	±3,62	124,15	±3,10	81,91	±2,94	214,39
10	157,08	±4,54	125,94	±4,08	83,01	±3,72	217,78
11	176,83	±5,21	127,90	±4,33	87,55	±4,05	235,14
12	184,63	±5,53	129,91	±3,89	91,25	±4,13	243,50
13	188,52	±8,70	140,89	±3,95	93,03	±5,25	253,07
14	208,50	±7,95	149,92	±4,25	96,63	±5,30	274,38
15	244,88	±13,94	153,52	±3,94	115,25	±4,41	311,16
16	266,19	±14,77	161,72	±12,21	132,45	±25,06	338,46
17	269,02	±20,09	173,94	±17,48	160,98	±23,95	358,53
18	268,18	±26,26	183,06	±20,78	161,35	±30,53	362,58
19	365,18	±38,12	208,81	±19,48	205,28	±34,94	468,08
20	491,92	±53,37	230,72	±32,29	226,97	±66,12	588,84

APÊNDICE C - Rugosidades

A Tabela A.4 apresenta os valores de rugosidade média (R_a), rugosidade total (R_t) e rugosidade média parcial (R_z) e a respectiva incerteza expandida para a condição de corte a seco.

Tabela A.4 – Valores médios de rugosidade para condições de corte a seco

N° Passe	Corte a Seco					
	R_a [μm]	Incerteza expandida	R_t [μm]	Incerteza expandida	R_z [μm]	Incerteza expandida
1	1,54	$\pm 0,02$	6,20	$\pm 0,30$	5,66	$\pm 0,18$
2	1,05	$\pm 0,17$	7,76	$\pm 0,26$	7,41	$\pm 0,09$
3	1,51	$\pm 0,01$	10,79	$\pm 0,80$	8,54	$\pm 0,29$
4	1,41	$\pm 0,26$	12,77	$\pm 3,67$	9,13	$\pm 1,82$
5	1,38	$\pm 0,07$	6,01	$\pm 0,47$	5,52	$\pm 0,32$
6	1,03	$\pm 0,14$	8,28	$\pm 1,06$	5,58	$\pm 1,46$
7	0,90	$\pm 0,02$	4,68	$\pm 0,14$	4,49	$\pm 0,12$
8	1,03	$\pm 0,12$	5,80	$\pm 2,54$	4,61	$\pm 0,80$
9	1,16	$\pm 0,02$	6,05	$\pm 0,56$	5,49	$\pm 0,27$
10	1,49	$\pm 0,10$	11,50	$\pm 2,33$	7,85	$\pm 0,70$
11	1,54	$\pm 0,05$	15,25	$\pm 1,40$	9,28	$\pm 0,56$
12	1,48	$\pm 0,26$	9,96	$\pm 3,75$	7,82	$\pm 1,95$
13	1,42	$\pm 0,25$	8,93	$\pm 5,59$	6,64	$\pm 1,68$
14	1,36	$\pm 0,02$	6,25	$\pm 0,91$	5,69	$\pm 0,27$
15	1,53	$\pm 0,02$	5,42	$\pm 1,26$	4,36	$\pm 0,23$
16	1,60	$\pm 0,10$	7,76	$\pm 2,35$	5,67	$\pm 0,34$
17	1,54	$\pm 0,01$	5,97	$\pm 0,63$	5,20	$\pm 0,15$
18	1,73	$\pm 0,01$	7,60	$\pm 0,33$	7,08	$\pm 0,17$
19	---	---	---	---	---	---
20	---	---	---	---	---	---

A Tabela A.5 apresenta os valores de rugosidade média (R_a), rugosidade total (R_t) e rugosidade média parcial (R_z) e a respectiva incerteza expandida para a condição com argônio.

Tabela A.5 – Valores médios de rugosidade para condições de corte com argônio

N° Passe	Corte com Argônio					
	R_a [μm]	Incerteza expandida	R_t [μm]	Incerteza expandida	R_z [μm]	Incerteza expandida
1	1,15	$\pm 0,02$	5,10	$\pm 0,48$	4,76	$\pm 0,29$
2	1,12	$\pm 0,09$	5,55	$\pm 1,61$	4,45	$\pm 0,51$
3	1,35	$\pm 0,19$	11,73	$\pm 0,28$	9,47	$\pm 0,60$
4	1,26	$\pm 0,11$	14,45	$\pm 1,43$	8,58	$\pm 1,44$
5	1,18	$\pm 0,03$	5,83	$\pm 0,88$	5,18	$\pm 0,16$
6	1,02	$\pm 0,16$	8,12	$\pm 0,77$	5,44	$\pm 1,38$
7	0,87	$\pm 0,03$	4,53	$\pm 0,03$	4,20	$\pm 0,07$
8	0,93	$\pm 0,05$	4,92	$\pm 1,39$	4,38	$\pm 0,27$
9	1,24	$\pm 0,08$	6,49	$\pm 0,69$	5,43	$\pm 0,40$
10	1,21	$\pm 0,10$	11,35	$\pm 4,16$	7,36	$\pm 0,36$
11	1,21	$\pm 0,02$	11,74	$\pm 1,39$	8,61	$\pm 0,62$
12	1,33	$\pm 0,08$	9,83	$\pm 1,18$	7,39	$\pm 0,74$
13	1,38	$\pm 0,10$	8,05	$\pm 1,68$	6,86	$\pm 0,20$
14	1,40	$\pm 0,22$	7,74	$\pm 1,10$	6,84	$\pm 0,32$
15	1,38	$\pm 0,12$	5,68	$\pm 0,52$	5,46	$\pm 1,06$
16	1,51	$\pm 0,06$	7,53	$\pm 0,40$	5,14	$\pm 0,26$
17	1,56	$\pm 0,04$	5,46	$\pm 0,39$	5,43	$\pm 0,13$
18	1,61	$\pm 0,04$	7,31	$\pm 0,33$	6,88	$\pm 0,49$
19	1,63	$\pm 0,04$	8,11	$\pm 0,37$	7,38	$\pm 0,30$
20	1,98	$\pm 0,09$	12,27	$\pm 2,63$	10,01	$\pm 1,01$