



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica

Fernando Júnio Duarte

**INFLUÊNCIA DO MÉTODO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE A
USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERMARTENSÍTICO**

Belo Horizonte

2021

Fernando Júnio Duarte

**INFLUÊNCIA DO MÉTODO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE A
USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERMARTENSÍTICO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Belo Horizonte

2021

D812i

Duarte, Fernando Júnio.

Influência do método lubrificador sobre a usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico [recurso eletrônico] / Fernando Júnio Duarte. - 2021.

1 recurso online (108 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 102-108.

Bibliografia: f. 95-101.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Aço inoxidável - Teses.
3. Torneamento - Teses. 4. Usinagem - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

***INFLUÊNCIA DO MÉTODO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE A USABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL
SUPERMARTENSÍTICO***

FERNANDO JÚNIO DUARTE

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Mendes Abrão (Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Matheus Pereira Porto (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG) e Dr. Lincoln Cardoso Brandão (Universidade Federal de São João del-Rei/UFSJ), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Engenharia de Manufatura e Materiais**".

Dissertação aprovada no dia 03 de setembro de 2021.



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrão, Professor do Magistério Superior**, em 15/09/2021, às 12:08, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Matheus Pereira Porto, Servidor(a)**, em 15/09/2021, às 16:24, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Lincoln Cardoso Brandão, Usuário Externo**, em 17/09/2021, às 07:25, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0955198** e o código CRC **601C344E**.

AGRADECIMENTOS

A Deus por sempre estar presente em todos os momentos.

Ao professor Alexandre Mendes Abrão por quem tenho imensa admiração, meus sinceros agradecimentos pela orientação, paciência, comprometimento, atenção e por todo conhecimento transmitido ao longo desses anos que foram essenciais para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores do Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da UFMG por todos os ensinamentos, e em especial, ao professor Juan Carlos Campos Rubio pelos valiosos conselhos.

Aos meus colegas do Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG, Augusto Martins e Anderson Santos pelo apoio durante a realização dos testes de usinagem.

Aos meus colegas de trabalho do Departamento de Física da UFV e do Departamento de Química da UFMG pela amizade, paciência e compreensão.

À minha família, meus pais José Antônio e Luzia Maria, e meus irmãos Júlio César e Sérgio Rodrigo pelo amor, companheirismo e apoio incondicional durante toda minha vida.

À minha noiva Ludmila Braga pelo amor, carinho e compreensão pela minha ausência.

Ao grande amigo Francisco Vieira pelo apoio e incentivo ao longo dessa jornada.

A todos que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

Neste estudo, a influência de velocidade de corte, avanço e método lubrificante (corte a seco, jorro convencional e ar refrigerado por meio de tubo de vórtice) sobre a temperatura da ferramenta, força de usinagem, acabamento da superfície usinada, mecanismos de desgaste e vida da ferramenta de corte foi investigada durante o torneamento do aço inoxidável supermartensítico (AISM) utilizando ferramentas de metal duro. Os resultados mostraram que a variação da taxa de aquecimento afeta as temperaturas de transformação de fases do AISM e, portanto, sugere-se que a aplicação de fluidos de corte pode influenciar seu estado termodinâmico durante o torneamento. Além disso, a temperatura da ferramenta foi influenciada pelo método de lubrificação e pelos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço). Por outro lado, o método lubrificante não afetou significativamente as componentes da força de usinagem e a rugosidade da peça. As componentes da força de usinagem foram influenciadas principalmente pelo avanço, seguido pela velocidade de corte e pela interação entre avanço e velocidade de corte. A rugosidade da peça foi influenciada pelo avanço, cujo aumento foi responsável por um efeito prejudicial sobre o acabamento superficial. Ademais, os testes de vida da ferramenta utilizando velocidades de corte de 160 m/min e 200 m/min com avanço de 0,1 mm/rev indicaram que os mecanismos de desgaste são sensíveis não só à variação da velocidade de corte, mas também ao método de lubrificação. O desgaste apresentado pelas ferramentas de corte não foi resultado de um único mecanismo, mas uma combinação de vários, notadamente abrasão, *attrition* (aderência e arrastamento) e difusão.

Palavras-chave: Aço inoxidável supermartensítico; Torneamento; Temperatura e força de usinagem; Acabamento superficial; Vida e desgaste de ferramenta.

ABSTRACT

In this study, the influence of cutting speed, feed rate, and lubrication-cooling method (dry cutting, flooding, and vortex tube air cooling) on tool temperature, machining force, surface roughness, wear mechanisms and tool life was investigated during turning of supermartensitic stainless steel using tungsten carbide tools. The results showed that the variation in the heating rate affects the phase transformation temperatures of the work material and, therefore, it is suggested that the application of cutting fluids can influence its thermodynamic state during turning. In addition, tool temperature was influenced by the lubrication/cooling method and cutting parameters (cutting speed and feed rate). On the other hand, the lubrication-cooling method did not significantly affect the components of the machining force and the machined surface roughness. Machining force components were mainly influenced by feed rate, followed by cutting speed and the interaction between feed rate and cutting speed. The surface roughness of the workpiece was influenced by feed rate, which increase was responsible for a deleterious effect on surface quality. Furthermore, tool life tests using cutting speeds of 160 m/min and 200 m/min with feed rate of 0.1 mm/rev indicated that the wear mechanisms are sensitive not only to a variation in cutting speed but also to the lubrication-cooling method. The wear mechanisms presented in the cutting tools are not the result of one single mechanism, but a combination of abrasion, attrition (adherence and drag) and diffusion.

Keywords: Supermartensitic stainless steel; Turning; Cutting temperature and machining force; Surface quality; Tool life and wear.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1: Representação esquemática de um modelo de transferência de calor no corte ortogonal de metais considerando o efeito combinado das três fontes de calor.....	21
Figura 3.2: Representação do atrito interno na usinagem do aço C45	22
Figura 3.3: Coeficiente de atrito em função da concentração de oxigênio no meio circundante de vários materiais: (a) metais puros (b) materiais de engenharia	23
Figura 3.4: Representação esquemática da formação de filmes de óxido na superfície do cavaco e seu acúmulo em função da concentração de oxigênio.....	24
Figura 3.5: Componentes da força de usinagem para o fresamento em ar atmosférico e sob atmosfera XHV.....	25
Figura 3.6: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de corte.....	26
Figura 3.7: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura de corte (avanço de 0,2 mm/rev)	27
Figura 3.8: Representação esquemática da temperatura de corte em função da velocidade de corte de acordo com a ideia de Solomon.....	28
Figura 3.9: Efeito dos parâmetros de corte sobre a temperatura: (a) a_p e (b) f	29
Figura 3.10: Geometria da ferramenta em relação às condições de corte	31
Figura 3.11: Caracterização da aresta de corte afiada	31
Figura 3.12: (a) Geometria esquemática de uma ferramenta desgastada (b) Seções transversais da ferramenta desgastada (c) Representação das zonas ao longo do desgaste de flanco	33
Figura 3.13: Distribuição da temperatura próxima ao corte ($v_c = 200$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $a_p = 1$ mm): (a) $\delta = 10^\circ$, (b) $\delta = 5^\circ$, (c) $\delta = 2^\circ$	34
Figura 3.14: Perfis de temperatura ao longo da interface ferramenta-peça sob os diferentes valores de desgaste de flanco ($v_c = 79,2$ m/min e $f = 0,28$ mm/rev)	35
Figura 3.15: Efeito do endurecimento secundário sobre a temperatura de corte	36
Figura 3.16: Transformações de fase para corte a seco e MQL	37
Figura 3.17: Superfície de folga da ferramenta após torneamento do aço inoxidável martensítico AISI S41000	39
Figura 3.18: Desgaste de cratera após torneamento do aço inoxidável austenítico AISI 316 ($v_c = 300$ m/min; $f = 0,2$ mm/rev; $a_p = 0,5$ mm)	40
Figura 3.19: Efeito da temperatura sobre o desgaste de flanco de diferentes ferramentas de corte	41
Figura 3.20: Principais tipos de fluidos de corte utilizados na usinagem de peças metálicas..	43
Figura 3.21: Esquema do funcionamento do tubo de vórtice de contra-fluxo	47
Figura 3.22: Funcionamento do tubo de vórtice de fluxo único.....	48
Figura 4.1: Fluxograma dos procedimentos realizados	51
Figura 4.2: Microestrutura do aço inoxidável supermartensítico	52
Figura 4.3: Microscópio ótico Olympus GX51	54

Figura 4.4: Dilatômetro DIL 805 A/D/T: (a) dilatômetro e (b) detalhe interno	54
Figura 4.5: Máquina de soldagem a ponto por resistência (a) e termopar soldado na amostra (b)	55
Figura 4.6: Torno utilizado nos testes de usinabilidade do AISM	55
Figura 4.7: Configuração experimental do sistema de refrigeração por ar frio.....	56
Figura 4.8: Configuração adotada para medição do desgaste de flanco dos insertos.....	57
Figura 4.9: Ciclos térmicos utilizados nos ensaios de dilatométrica.....	58
Figura 4.10: Montagem experimental	59
Figura 4.11: Interface do <i>software</i> ManuWare.....	61
Figura 4.12: Montagem do sistema de medição de rugosidade.....	62
Figura 5.1: Curvas de dilatação para o AISM	64
Figura 5.2: Temperatura da ferramenta durante o torneamento com avanço de 0,1 mm/rev...	67
Figura 5.3: Temperatura na ponta da ferramenta durante o torneamento com avanço de 0,3 mm/rev.....	68
Tabela 5.2: Análise de variância para a força de corte	70
Figura 5.4: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força de corte.....	71
Figura 5.5: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre F_c	72
Figura 5.6: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força de avanço	74
Figura 5.7: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre F_a	75
Figura 5.8: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força passiva.....	76
Figura 5.9: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre F_p	77
Figura 5.10: Influência do avanço sobre os parâmetros de rugosidade: (a) R_a e (b) R_z	79
Figura 5.11: Desgaste da ferramenta em função do tempo de corte ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)	80
Figura 5.12: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída (c) detalhe da região do desgaste de entalhe (d) análise química elementar da área indicada por EDS 1	82
Figura 5.13: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento a seco ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída.....	83
Figura 5.14: Mecanismos de desgaste envolvidos no torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte ($f = 0,1$ mm/rev e $v_c = 160$ m/min): (a) superfície de folga (b) superfície de saída	84
Figura 5.15: Desgaste da ferramenta em função do tempo de corte ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)	85
Figura 5.16: Mecanismos de desgaste envolvidos no torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) detalhe do desgaste de entalhe (c) análise química elementar da área indicada por EDS 2.....	87

Figura 5.17: Detalhe dos mecanismos de desgaste envolvidos na superfície de saída da ferramenta de corte durante torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)	88
Figura 5.18: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída	90
Figura 5.19: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento a seco ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída.....	91

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1: Composição química (% em massa) do aço AISM.	52
Tabela 4.2: Geometria dos insertos utilizados nos testes de torneamento	53
Tabela 4.3: Matriz experimental.....	59
Tabela 5.1: Temperaturas de transformação de fase durante aquecimento e resfriamento do AISM	64
Tabela 5.2: Análise de variância para a força de corte.....	70
Tabela 5.3: Análise de variância para a força de avanço.....	74
Tabela 5.4: Análise de variância para a força passiva.....	76
Tabela 5.5: Análise de variância para o desvio médio aritmético (Ra).....	78
Tabela 5.6: Análise de variância para a altura máxima do perfil (Rz)	78

LISTA DE SIGLAS E ABREVEATURAS

AISSM	Aço inoxidável supermartensítico
APC	Aresta postiça de corte
CVD	Deposição química de vapor
FEM	Método de elementos finitos
MF	Fração de massa fria
MQL	Mínima quantidade de lubrificação
PVD	Deposição física de vapor
VB _B	Desgaste de flanco médio
VB _{Bmax}	Desgaste de flanco máximo
VB _N	Desgaste de entalhe
XHV	Extremo alto vácuo

LISTA DE SÍMBOLOS DE ELEMENTOS E COMPOSTOS QUÍMICOS

Al_2O_3	Óxido de alumínio
Ar	Argônio
N	Nitrogênio
N_2	Gás nitrogênio
MnS_2	Dissulfeto de manganês
Pb	Chumbo
SiH_4	Silano
$(\text{Al},\text{Mg})\text{O}$	Óxido de alumínio e manganês
MnS	Sulfeto de manganês
cBN	Nitreto cúbico de boro
PcBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio

NOMENCLATURA

a_p	Profundidade de usinagem	[mm]
C_p	Calor específico do ar à pressão constante	[kJ/kg°C]
f	Avanço	[mm/rev]
F_c	Força de corte	[N]
F_f	Força de avanço	[N]
F_p	Força passiva	[N]
l_c	Comprimento de contato ferramenta-cavaco	[mm]
\dot{m}_e	Vazão mássica total do fluido de trabalho	[kg/s]
\dot{m}_f	Vazão mássica da corrente fria	[kg/s]
Q_f	Capacidade de resfriamento	[kW]
R_a	Desvio médio aritmético	[μm]
r_h	Raio da aresta de corte	[μm]
R_z	Altura máxima do perfil	[μm]
r_e	Raio de ponta da ferramenta	[mm]
$S\alpha$	Segmento de ponta na superfície de folga da ferramenta	[μm]
$S\gamma$	Segmento de ponta na superfície de saída da ferramenta	[μm]
T_e	Temperatura do ar na entrada do sistema	[°C]
T_f	Temperatura do ar na saída do sistema	[°C]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_{cr}	Velocidade de corte crítica	[m/min]
α_o	Ângulo de folga	[graus]
β_o	Ângulo de cunha	[graus]
γ	Ângulo de saída	[graus]
γ_{eff}	Ângulo efetivo de saída	[graus]
Δr	Achatamento da ponta da ferramenta	[mm]
ΔT_f	Diferença de temperatura fria	[°C]
K	Fator de forma	
μ_{int}	Coefficiente de atrito interno	
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta	[graus]

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	17
2 OBJETIVOS.....	19
2.1 Objetivos específicos.....	19
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
3.1 Fontes de calor na usinagem.....	20
3.2 Efeito dos parâmetros de corte sobre a temperatura de usinagem.....	25
3.2.1 Velocidade de corte.....	25
3.2.2 Avanço e profundidade de usinagem.....	28
3.2.3 Geometria da ferramenta de corte.....	29
3.2.4 Desgaste da ferramenta.....	32
3.2.5 Propriedades do material da peça.....	35
3.3 Efeito da temperatura de corte sobre a integridade superficial da peça.....	37
3.4 Efeito da temperatura de corte sobre o desgaste da ferramenta.....	38
3.5 Influência de fluidos de corte sobre o processo de usinagem.....	42
3.5.1 Tubo de vórtice.....	47
4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	51
4.1 Materiais.....	52
4.2 Equipamentos.....	53
4.2.1 Caracterização do AISM.....	54
4.2.2 Usinabilidade do AISM.....	55
4.3 Métodos.....	57
4.3.1 Dilatometria.....	58
4.3.2 Condições de torneamento.....	59
4.3.3 Medição da temperatura da ferramenta.....	60
4.3.4 Medição das componentes da força de usinagem.....	60
4.3.5 Medição da rugosidade da superfície torneada.....	61
4.3.6 Medição do desgaste dos insertos.....	62
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	63
5.1 Dilatometria.....	63
5.2 Temperatura da ferramenta de corte.....	66
5.3 Componentes da força de torneamento.....	69
5.3.1 Força de corte.....	69
5.3.2 Força de avanço.....	73
5.3.3 Força passiva.....	75

5.4 Rugosidade da superfície usinada	77
5.5 Vida e desgaste da ferramenta de corte	79
6 CONCLUSÃO	92
7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	94
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	95
APÊNDICE A	102
APÊNDICE B.....	104
APÊNDICE C.....	105

1 INTRODUÇÃO

As propriedades de alta resistência mecânica e boa resistência à corrosão na presença de dióxido de carbono (CO_2) potencializam o uso do aço inoxidável supermartensítico (AISM) na fabricação de tubos e acessórios em ambientes operacionais de óleo e gás. No Brasil, a indústria *offshore* tem experimentado um crescimento exponencial impulsionado pela descoberta de novas reservas de petróleo em águas ultraprofundas, aumentando a busca por estes aços consideravelmente, sobretudo pelo baixo custo quando comparado aos aços super duplex para uma mesma aplicação.

Os aços inoxidáveis supermartensíticos possuem característica de super temperabilidade, ou seja, uma microestrutura martensítica pode ser obtida partindo do campo austenítico utilizando qualquer taxa de resfriamento de engenharia. Além disso, seu revenimento adequado resulta na transformação reversa da martensita em austenita, que é metaestável e pode ser retida à temperatura ambiente. A distribuição de austenita reversa ao longo dos limites inter-ripas de martensita associada à capacidade de transformação de fase da austenita reversa em martensita durante ou após a deformação plástica confere aos AISMs alta resistência mecânica e tenacidade. Por outro lado, essas características os tornam materiais de difícil usinabilidade, podendo provocar o desgaste acelerado da ferramenta de corte e a baixa qualidade superficial da peça.

Durante a usinagem dos AISMs grande parte da energia consumida é convertida em calor na zona de corte devido à deformação plástica do material da peça, ao cisalhamento do cavaco e ao atrito entre o cavaco e a ferramenta e também entre ferramenta e peça. As altas temperaturas induzidas pelo processo de corte têm efeito significativo sobre o mecanismo de formação de cavacos e conseqüentemente, fatores como vida da ferramenta, forças de usinagem e qualidade superficial da peça são afetados.

Com intuito de minimizar os efeitos prejudiciais causados pelo gradiente de temperatura induzido pelo processo de corte, diversos tipos de fluidos de corte tem sido utilizados. Contudo, a aplicabilidade de cada fluido de corte depende de diversos fatores como material da peça, tipo de operação e parâmetros de corte adotados. Além disso, a crescente demanda por produtos sustentáveis direciona o uso racional de fluidos de corte na usinagem, tornando-a na medida do possível um processo limpo e sustentável e, em alguns casos, a necessidade de utilização de fluidos de corte é descartada. Portanto, o estudo sobre a adequabilidade do método de lubrificação-refrigeração para cada operação de usinagem torna-se parte vital de qualquer indústria de manufatura. Nesse sentido, é de extrema importância

controlar os parâmetros de corte e a condição de lubrificação com intuito de maximizar a produção e reduzir os custos de usinagem promovendo uma boa qualidade superficial da peça. Assim, este trabalho tem como objetivo contribuir para o aprofundamento do conhecimento sobre a usinabilidade dos aços AISIs e contribuir com informações úteis e relevantes para a indústria de manufatura e petrolífera.

2 OBJETIVOS

Este trabalho teve como objetivo principal investigar a influência dos parâmetros de corte e do método de lubrificação sobre a usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico na operação de torneamento utilizando ferramenta de metal duro.

2.1 Objetivos específicos

Especificamente, estudou-se a influência da taxa de aquecimento sobre as transformações de fase do aço inoxidável supermartensítico por meio de dilatometria. Além disso, avaliou-se a influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço) e do método de lubrificação (corte a seco, jorro convencional e ar refrigerado por tubo de vórtice) sobre a temperatura da ferramenta, componentes da força de torneamento, rugosidade da superfície usinada, vida e desgaste da ferramenta de corte.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta alguns conceitos relevantes sobre a temperatura de corte e seus efeitos sobre o processo de usinagem. Além disso, são apresentados os principais métodos de lubrificação comumente utilizados na usinagem com intuito de mitigar os efeitos adversos causados pela alta temperatura associada ao corte de metais.

3.1 Fontes de calor na usinagem

A temperatura de corte e o calor gerado na interface ferramenta-cavaco durante operações de usinagem são reconhecidos como os principais fatores que influenciam o desempenho da ferramenta, a integridade superficial da peça e sua qualidade dimensional. Além disso, os mecanismos de desgaste da ferramenta ativados pela temperatura limitam os parâmetros de corte, interferindo diretamente nas condições econômicas do processo de usinagem (TRENT e WRIGHT, 2000; ARTOZOUL; LESCALIER; DUDZINSKI, 2015).

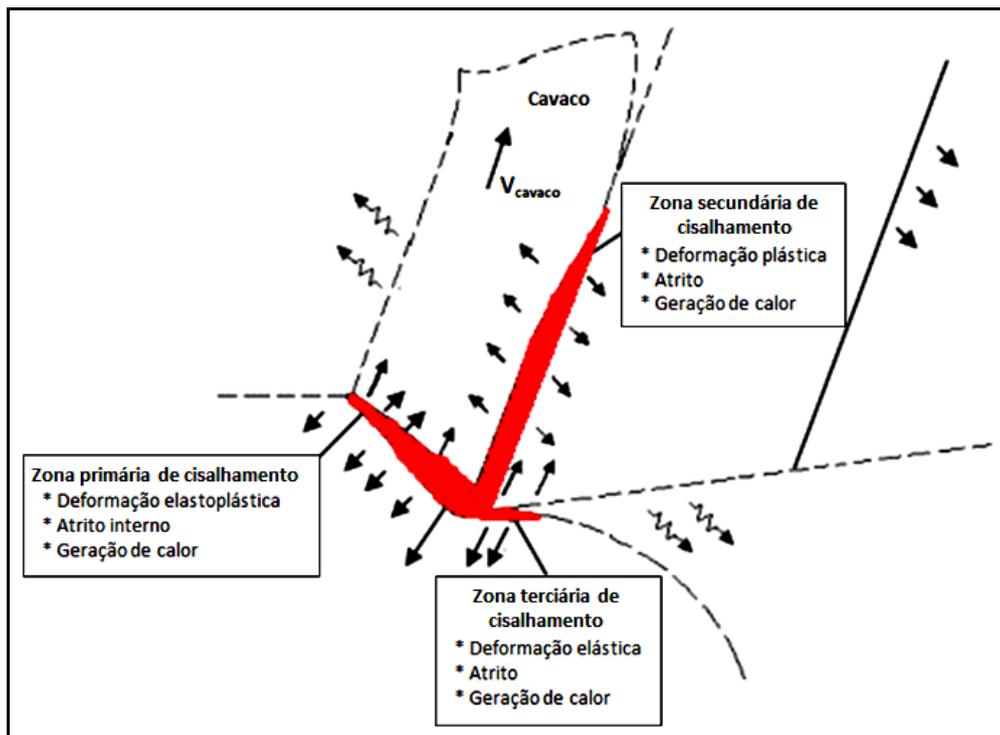
Praticamente toda a energia mecânica associada à formação de cavacos se transforma em calor, produzindo altas temperaturas nas zonas de deformação e nas regiões vizinhas ao cavaco, ferramenta e peça (KRYZHANIVSKYY *et al.*, 2018). Segundo Ferraresi (1977), aproximadamente 90% de todo o trabalho mecânico na usinagem é convertido em energia térmica que é distribuída na forma de calor entre cavaco, ferramenta e peça. A Figura 3.1 representa esquematicamente as fontes de calor no corte ortogonal. Primeiramente, o calor é gerado na zona primária de cisalhamento proveniente do trabalho de cisalhamento interno do material, onde é iniciada a formação do cavaco, e onde o material da peça sofre severa deformação plástica. O trabalho plástico realizado no plano de cisalhamento primário gera uma grande quantidade de calor (DÍAZ-ÁLVAREZ *et al.*, 2017). A maior parte desse calor é dissipada pelo cavaco, mas uma parte é transmitida para a peça por condução causando dilatação térmica e, conseqüentemente, prejudicando a precisão dimensional (MACHADO *et al.*, 2015). Dependendo da velocidade de corte empregada e do material da peça, o aumento de temperatura devido ao trabalho realizado na zona primária de cisalhamento pode ser expressivo, chegando a 200 °C nas proximidades do plano de cisalhamento primário (KOMANDURI; HOU, 2000).

Além disso, o calor também é gerado na zona secundária de cisalhamento devido ao trabalho realizado na deformação do cavaco e na superação do atrito cinético na zona de interface entre o cavaco e a ferramenta. O aumento de temperatura na ferramenta de corte é

principalmente atribuído à contribuição da zona secundária de cisalhamento. O aquecimento local nesta zona resulta em altas temperaturas, podendo levar a efeitos adversos e em alguns casos efeitos benéficos ao corte de metais. Por exemplo, as altas temperaturas geradas nessa zona podem levar ao amaciamento térmico do material, diminuindo as forças necessárias para a remoção de cavacos. Por outro lado, o calor gerado na zona secundária de cisalhamento pode favorecer os mecanismos de desgaste da ferramenta de corte ativados termicamente, sendo o principal limitador da taxa de remoção de material (TRENT e WRIGHT, 2000).

Finalmente, o calor gerado na zona de deformação terciária, na interface entre a peça e a ferramenta, é devido ao trabalho realizado para superar o atrito que ocorre no contato entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície recém-usinada da peça (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006).

Figura 3.1: Representação esquemática de um modelo de transferência de calor no corte ortogonal de metais considerando o efeito combinado das três fontes de calor

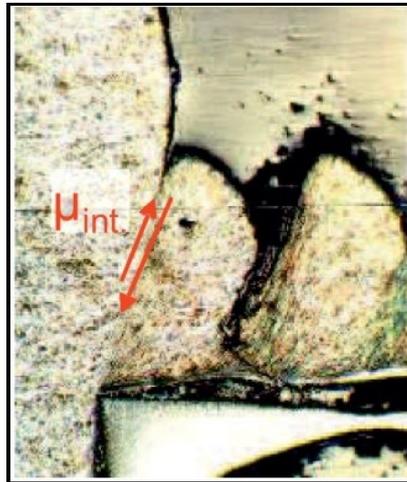


Fonte: adaptado de Abukhshim; Mativenga; Sheikh (2006).

O trabalho de cisalhar o material para formar o cavaco envolve a dissipação de calor resultante do atrito interno (μ_{int}) no material da peça, conforme ilustra a Figura 3.2. Além disso, os trabalhos para mover o cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta e a superfície recém-usinada sobre a superfície de folga são necessários para superar o atrito entre

a ferramenta e o cavaco ou a peça de trabalho, podendo envolver o atrito interno devido à aderência entre as superfícies (DA SILVA e WALLBANK, 1999).

Figura 3.2: Representação do atrito interno na usinagem do aço C45



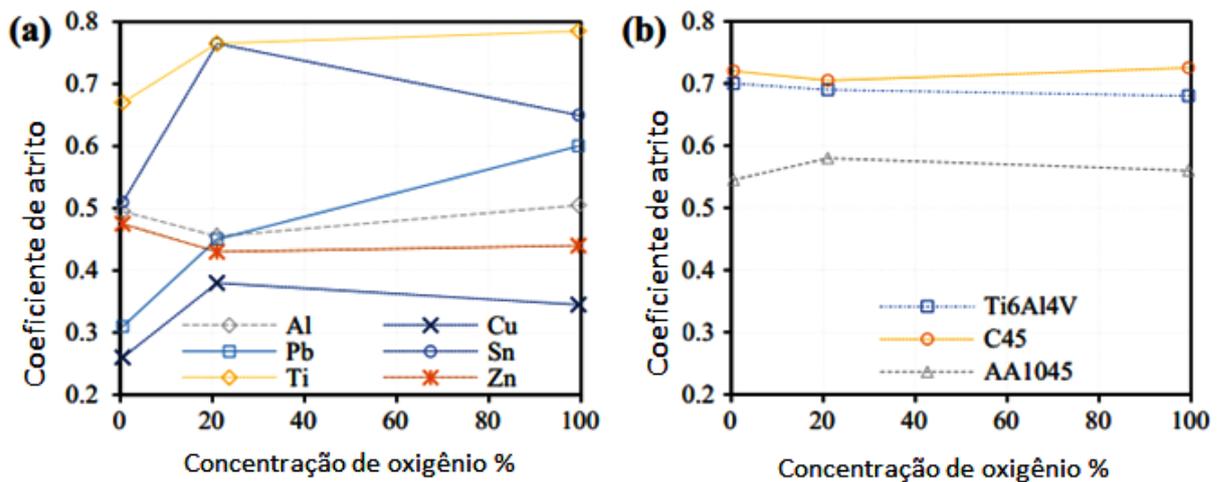
Fonte: Klocke; Lortz; Trauth (2018).

O atrito na interface entre ferramenta e cavaco é influenciado por muitos parâmetros, como carga normal, velocidade de deslizamento, temperatura da interface, propriedades dos materiais envolvidos, rugosidade da superfície, lubrificação, entre outros (GREGORIO *et al.*, 2019). Por exemplo, o atrito entre dois materiais diferentes, como ferramenta e cavaco ou ferramenta e peça, pode ser influenciado pela presença de fluidos de corte, revestimento da ferramenta e óxidos ou sulfetos da camada não metálica, enquanto o atrito interno pode ser influenciado por fases presentes no material como α -Fe e por elementos de liga como MnS_2 e Pb (KLOCKE; LORTZ; TRAUTH, 2018).

As condições atmosféricas também exercem um papel importante sobre o atrito durante o processo de corte de metais. Gregorio *et al.* (2019) estudaram a influência do mecanismo de oxidação no atrito por meio do corte ortogonal de metais na presença de gases inerte e ativo. Os resultados mostraram que variações significativas no coeficiente de atrito e na geometria do corte são promovidas pela concentração de oxigênio no meio circundante, evidenciando que os filmes de óxido, formados em uma superfície recém-usinada exercem influência no comportamento tribológico no corte de metais. Além disso, foi observado que o coeficiente de atrito varia em função dos parâmetros do processo, isto é, conforme o cavaco desliza sobre a superfície de saída da ferramenta.

A presença de óxidos pode levar a um aumento ou redução do coeficiente de atrito, dependendo do material de teste e do tipo de proteção gasosa. Rosa *et al.* (2019) realizaram testes experimentais para verificar a influência da concentração de oxigênio (0, 21 e 100% em volume) sobre o coeficiente de atrito durante o corte de metais utilizando ferramenta de metal duro polida ($R_a = 0,01\mu\text{m}$) sob condições atmosféricas controladas de argônio e oxigênio. Por meio da Figura 3.3(a) é possível observar que para a maioria dos metais houve um aumento no coeficiente de atrito quando se utilizou 21% de oxigênio em relação à condição de 0% de oxigênio (100% de argônio). Esse fato foi atribuído ao fenômeno de adesão devido a reações químicas que ocorrem entre o oxigênio e o metal puro formando filmes de óxidos na superfície inferior do cavaco, enquanto que em condições atmosféricas inertes essas reações são inibidas. No entanto, o comportamento do coeficiente de atrito varia para diversos metais puros de acordo com o aumento da concentração de oxigênio. A afinidade química entre o elemento metálico e o oxigênio controla a influência da concentração de oxigênio sobre o coeficiente de atrito. Resultados semelhantes foram encontrados para materiais de engenharia conforme mostra a Figura 3.3(b). No entanto, os metais puros apresentaram maior sensibilidade à concentração de oxigênio do que ligas usadas em engenharia.

Figura 3.3: Coeficiente de atrito em função da concentração de oxigênio no meio circundante de vários materiais: (a) metais puros (b) materiais de engenharia

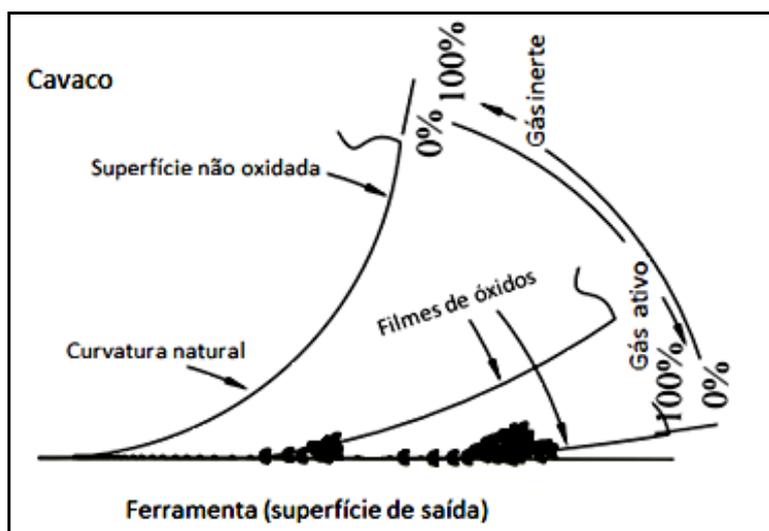


Fonte : Rosa; Gregorio; Davim (2019).

No caso de proteção por gás inerte, como as que envolvem argônio (Ar) ou nitrogênio (N₂), a oxidação do cavaco ocorre somente após o processo de remoção do material, não interferindo no atrito. No entanto, quando a remoção do material ocorre na presença de oxigênio, resulta na formação de filmes de óxido na parte inferior do cavaco. Essa reação

química ocorre sob pressão, promovendo a adesão a frio de cavaco nas asperezas da ponta da ferramenta e podendo mudar o raio de curvatura do cavaco, conforme ilustra a Figura 3.4 (ROSA; GREGORIO; DAVIM, 2019).

Figura 3.4: Representação esquemática da formação de filmes de óxido na superfície do cavaco e seu acúmulo em função da concentração de oxigênio

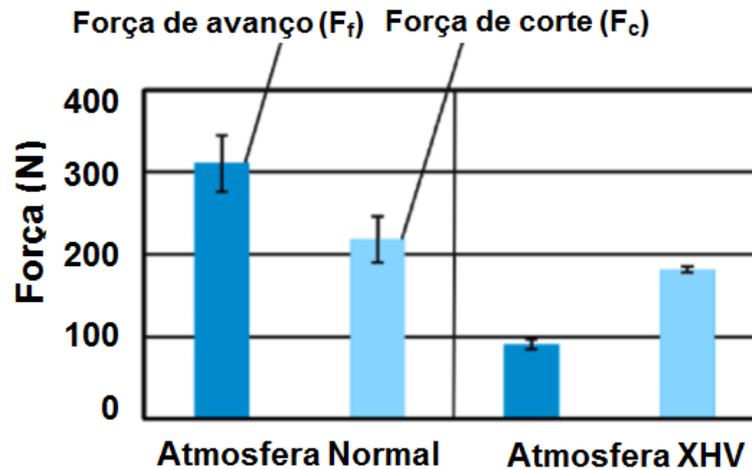


Fonte: adaptado de Rosa; Gregorio; Davim (2019).

Para avaliar a influência do ambiente sobre as condições de corte durante o fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, Maier *et al.* (2020) utilizaram atmosfera de argônio (Ar) dopada com 1,5 % em volume de silano (SiH_4) sob condições de extremo alto vácuo (XHV) com pressões parciais de oxigênio abaixo de 10^{-20} bar, garantindo que a oxidação se torne cineticamente impossível. Os autores confrontaram os resultados da usinagem sob XHV com a usinagem a seco (ar atmosférico). A Figura 3.5 ilustra a intensidade média das forças de avanço (F_f) e de corte (F_c). Observa-se que há uma redução significativa nas forças durante a usinagem na condição de XHV, principalmente na força de avanço (cerca de 70%), em comparação com a condição de ar atmosférico. Uma forte adesão do material da peça na ferramenta de corte ocorreu em condições atmosféricas contendo oxigênio; já na usinagem sob atmosfera XHV, a ausência de oxigênio resultou em uma diminuição na adesão de titânio. A adesão de material altera a geometria da ferramenta e, portanto, o comportamento de atrito entre a ferramenta e a peça, mudando assim as condições de formação dos cavacos e, conseqüentemente, afetando a força de usinagem. A adesão do material da peça na ferramenta pode levar a um aumento do raio efetivo da aresta de corte que, por sua vez, resulta em um aumento da espessura mínima do cavaco e, portanto, da proporção do material que é

deslocado sob a aresta de corte. Com isso, há um aumento nas forças de corte e avanço, sendo que a força de avanço mostrou-se ser mais sensível às mudanças no raio da aresta de corte.

Figura 3.5: Componentes da força de usinagem para o fresamento em ar atmosférico e sob atmosfera XHV



Fonte: Maier *et al.* (2020).

3.2 Efeito dos parâmetros de corte sobre a temperatura de usinagem

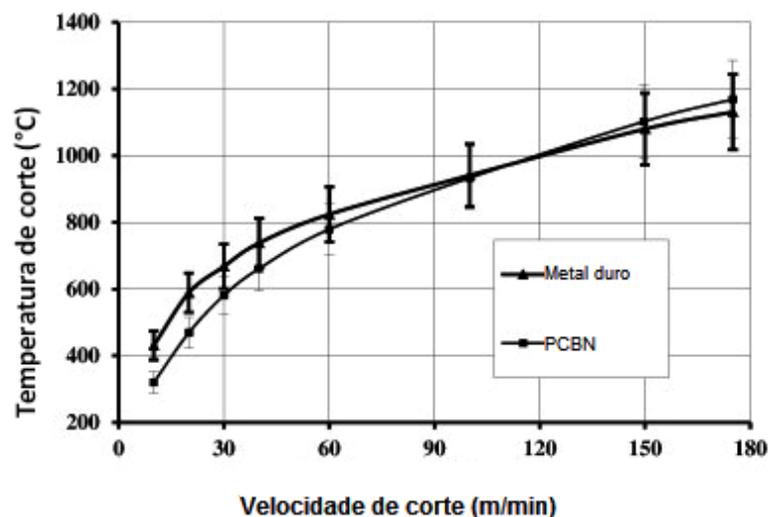
O calor e a temperatura durante a usinagem são fenômenos complexos que podem ser afetados por diversos parâmetros. A seguir serão discutidos os principais parâmetros de corte que afetam diretamente a temperatura de usinagem.

3.2.1 Velocidade de corte

O fator que mais influencia na distribuição de energia no sistema de corte é a velocidade de corte (v_c), pois ela determina a intensidade das fontes de calor (ASTAKHOV, 2004). Conforme El Hakim *et al.*, (2015), o aumento da velocidade de corte aumenta a taxa na qual a energia é consumida por meio da deformação plástica e do atrito e, portanto, aumenta a taxa de calor gerado na zona de corte. Dosbaeva *et al.* (2015) estudaram o efeito da temperatura de corte no torneamento do aço ferramenta AISI D2 (dureza de 52 HRC) por meio do método do termopar ferramenta-peça, utilizando ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino -PcBN (60% cBN + ligante TiN) e de metal duro revestido com TiCN (4 μm) / Al₂O₃ (6 μm) / TiN (2 μm) por deposição química de vapor - CVD. O efeito da velocidade de corte pode ser observado por meio da Figura 3.6, na qual nota-se um aumento

significativo da temperatura com o aumento da velocidade de corte. Quando a ferramenta de metal duro é usada, temperaturas mais altas são observadas até a velocidade de corte atingir 100 m/min, devido a sua difusividade térmica ser mais baixa em relação à ferramenta de PcBN nessa faixa de temperatura. Na faixa de temperatura entre 100 m/min e 175 m/min, a temperatura de corte foi semelhante para ambas as ferramentas, atingindo 1130 °C para ferramenta de metal duro e 1170 °C para ferramenta de PcBN na velocidade de corte de 175 m/min.

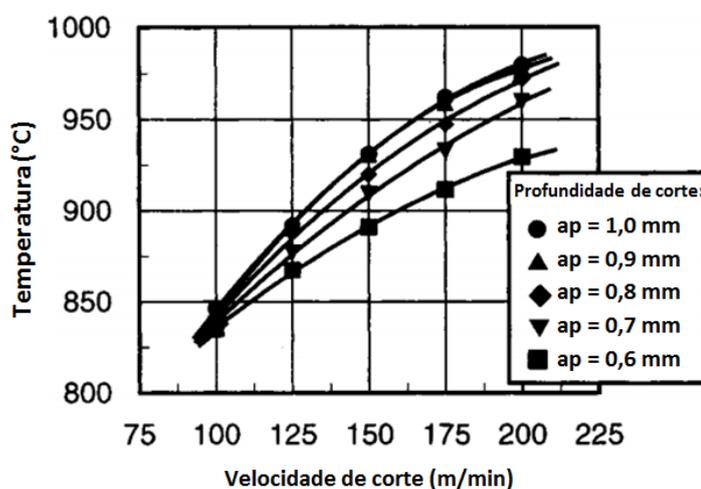
Figura 3.6: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de corte



Fonte: Dosbaeva *et al.* (2015).

Al Huda *et al.* (2002) relataram uma grande influência da velocidade de corte sobre a temperatura de corte durante o torneamento do aço AISI 1045 no estado recozido. A Figura 3.7 mostra as temperaturas da interface entre cavaco e ferramenta em função da velocidade de corte para várias profundidades de usinagem. Por exemplo, a temperatura de corte aumenta de 840 °C a uma velocidade de corte de 100 m/min para 970 °C quando se utilizou velocidade de corte de 200 m/min (para uma profundidade de usinagem constante e igual a 0,8 mm). Este incremento de 130 °C é alto o suficiente para ter um efeito considerável sobre a vida da ferramenta de corte. Por outro lado, um incremento na profundidade de usinagem tem pouco efeito nas temperaturas da interface entre a ferramenta de corte e a peça.

Figura 3.7: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura de corte (avanço de 0,2 mm/rev)

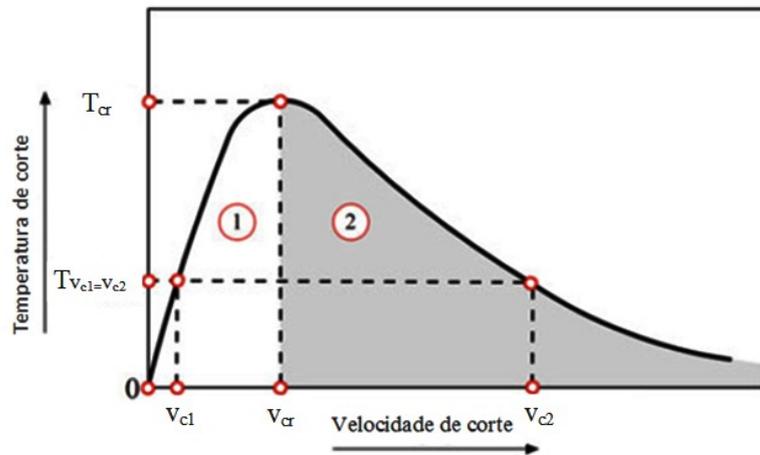


Fonte: Al Huda *et al.* (2002).

Em 1931, o conceito de usinagem de alta velocidade (HSM) foi proposto por Carl Salomon, que sugeriu que à medida que a velocidade de corte aumenta continuamente, a temperatura no corte de metal aumenta até certo ponto e depois diminui. Por meio da Figura 3.8, é possível observar uma representação esquemática da relação entre velocidade de corte e temperatura de corte, incluindo duas regiões. Na região 1, a temperatura de corte (T) aumenta com o incremento da velocidade de corte (v_c), até que a temperatura de corte alcance seu máximo, denominada temperatura crítica de corte (T_{cr}). Na região 2, a temperatura de corte diminui, fato embasado pela ideia de que, se uma velocidade de corte (v_{c1}) inferior à crítica (v_{cr}) correspondente a uma determinada vida da ferramenta resulta na temperatura $T_{v_{c1}}$, então a mesma vida da ferramenta pode ser alcançada com uma velocidade de corte superior à crítica (v_{c2}), pois a temperatura de corte nesta velocidade ($T_{v_{c2}}$) é a mesma que na velocidade de corte v_{c1} , ou seja, $T_{v_{c1}}$ (ASTAKHOV e OUTEIRO, 2019).

Entretanto, um ponto crítico a ser discutido é que as temperaturas na peça, ferramenta e cavaco variam constantemente durante cada ciclo de formação de cavacos e, portanto, as temperaturas em diferentes pontos podem ser diferentes em um determinado instante de tempo. Além disso, as propriedades mecânicas do material da peça e a forma do cavaco podem variar muito com a velocidade de corte, afetando a distribuição das temperaturas de corte. Solomon, em sua hipótese, não especificou o ponto medido para as temperaturas de corte e esse fato é motivo de discussão entre os apoiadores e opositores de sua ideia (SU *et al.*, 2020). Portanto, o ponto de medição da temperatura deve ser claramente definido.

Figura 3.8: Representação esquemática da temperatura de corte em função da velocidade de corte de acordo com a ideia de Solomon



Fonte: Astakhov e Outeiro (2019).

Após uma extensa revisão de trabalhos que se referiram à teoria de Solomon, Longbottom e Lanham (2006), sugeriram que a teoria de Solomon se aplica à peça e não à ferramenta, ou seja, com o incremento da velocidade de corte, o tempo de transferência de calor para a peça é reduzido e temperaturas inferiores da peça são registradas. Por outro lado, a maior parte do calor flui para o cavaco e temperaturas maiores são observadas na interface entre cavaco e ferramenta na medida em que se aumenta a velocidade de corte.

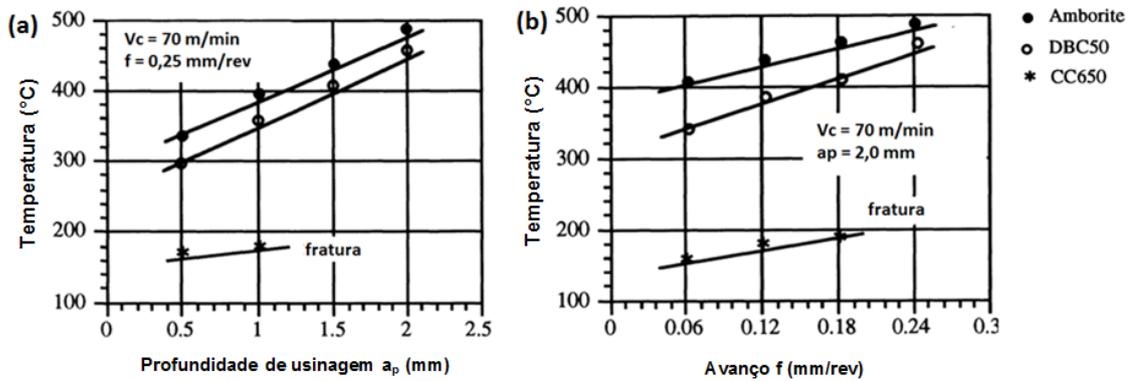
3.2.2 Avanço e profundidade de usinagem

Apesar de não ter uma influência tão efetiva quanto à velocidade de corte, um incremento no avanço (f) e na profundidade de usinagem (a_p) também proporciona o aumento da geração de calor e das temperaturas de corte. A área da seção de corte é obtida pelo produto entre essas duas grandezas e sua elevação causa o aumento da força de usinagem e, conseqüentemente, da temperatura de corte.

Abrão; Aspinwall; Wise (1995) utilizaram o método do termopar implantado na ferramenta para analisar de forma comparativa a influência dos parâmetros f e a_p sobre a temperatura na ferramenta de corte durante o torneamento de desbaste do aço AISI E52100 temperado (dureza de 62 ± 1 HRC). Foram utilizadas ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino - PcBN (AMBORITE e DBC50) e de cerâmica (CC650). Por meio da Figura 3.9 é possível observar que a temperatura na ferramenta de corte aumentou ligeiramente com o acréscimo de a_p (Figura 3.9.a) e f (Figura 3.9.b) para os três tipos de ferramenta, sendo que

os valores mais altos foram registrados pela ferramenta AMBORITE, seguida por DBC50 e CC650. Esse fato pode ser explicado pela condutividade térmica mais alta da ferramenta AMBORITE, cerca de cinco vezes maior do que a condutividade térmica da ferramenta CC650. De acordo com Friedman e Lenz (1970), com o aumento da condutividade térmica da ferramenta, o comprimento de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta (l_c) tende a aumentar e, conseqüentemente, aumenta a temperatura na zona de contato, por sua vez afetando o campo de velocidade de fluxo do cavaco.

Figura 3.9: Efeito dos parâmetros de corte sobre a temperatura: (a) a_p e (b) f



Fonte: Abrão; Aspinwall; Wise (1995).

O comprimento de contato ferramenta-cavaco é influenciado por diversos fatores. Entre esses fatores estão: profundidade de usinagem, avanço e velocidade de corte. Por exemplo, o incremento da profundidade de corte e do avanço, resulta em um aumento acentuado do comprimento de contato ferramenta-cavaco, enquanto que o aumento da velocidade de corte tende a diminuir o l_c (FRIEDMAN e LENZ, 1970).

3.2.3 Geometria da ferramenta de corte

A geometria da ferramenta tem influência significativa sobre os parâmetros de saída do processo, incluindo temperatura de corte, acabamento, desgaste de ferramenta, tensão residual, formação de cavacos, força de usinagem e alterações subsuperficiais (DOGRA; SHARMA; DUREJA, 2011). Conforme (ASTAKHOV e DAVIM, 2008), o ângulo de posição da ferramenta afeta significativamente o processo de corte, pois ele determina, juntamente com o avanço e a profundidade de usinagem, a espessura e a largura de corte e, portanto, a vida da ferramenta. Por exemplo, com a redução do ângulo de posição (χ_r), a componente radial da força de usinagem aumenta, podendo causar vibrações, o que reduz a estabilidade da

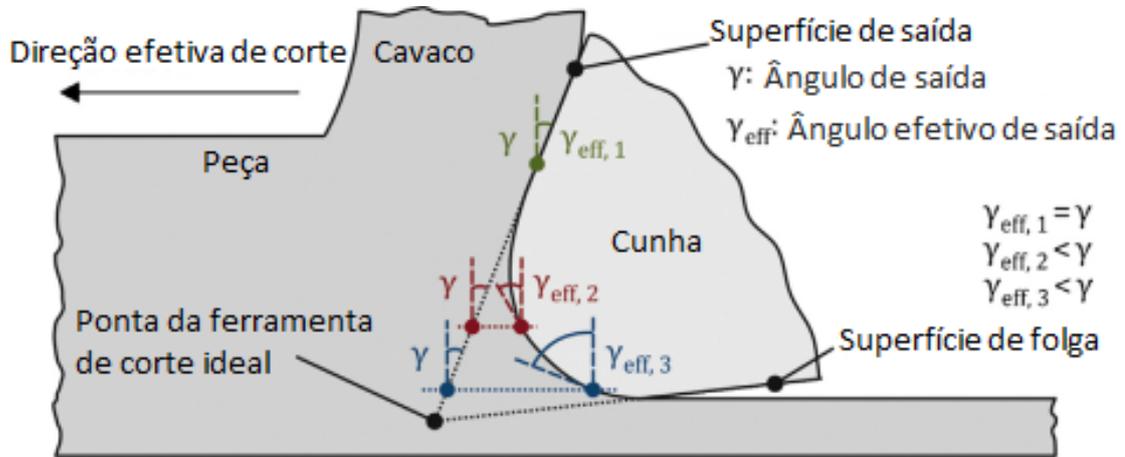
usinagem. Deste ponto de vista, o raio da ponta da ferramenta (r_e) deve ser mantido o menor possível. No entanto, isso não é ideal em relação ao bom acabamento superficial. Além disso, isso pode causar concentração de temperatura na ponta da ferramenta e aumentar a probabilidade de degradação, resultando em uma vida curta da ferramenta (CHEN, 2000).

Geralmente, quando se aumenta o ângulo de folga da ferramenta (α_o), o raio da aresta de corte (r_h) diminui, levando a diminuições correspondentes das componentes de atrito e deformação da força de corte, diminuindo desse modo a geração de calor. No entanto, com o aumento do ângulo de folga, há diminuição do ângulo de cunha (β_o), diminuindo a resistência da região adjacente à aresta de corte, bem como a dissipação de calor através da ferramenta. Sendo assim, há sempre um ângulo de folga ideal que deve ser encontrado para uma dada operação de usinagem, para que a vida útil da ferramenta seja maximizada. (ASTAKHOV e DAVIM, 2008).

De acordo com Denkena e Biermann (2014), as cargas termomecânicas impostas à ferramenta de corte dependem fortemente da sua microgeometria. As arestas de corte são definidas pela interseção das superfícies de saída e folga. Atualmente, basicamente três formas fundamentais de aresta de corte são definidas: arredondada, chanfrada e afiada. Uma aresta de corte afiada implica que a transição entre as superfícies de saída e folga não é arredondada nem chanfrada. Vale ressaltar que, na prática, não é possível produzir uma forma de aresta de corte afiada ideal.

Segundo Yen; Jain; Altan (2004), arestas de corte afiadas são normalmente empregadas em operações de acabamento, podendo reduzir o início do desgaste tipo entalhe, enquanto arestas chanfradas em geral são usadas em operações de desbaste e em cortes interrompidos. Conforme Dogra; Sharma; Dureja (2011), uma aresta chanfrada fornece ângulo de saída negativo excessivo para a ação de corte e resulta em alta geração de calor. Por outro lado, Denkena e Biermann (2014) afirmam que as arestas de corte arredondadas aumentam a área de superfície sobre a qual o calor gerado pode se dissipar. Já com relação à ferramenta afiada, considera-se que na prática não é possível produzir uma forma de aresta de corte afiada ideal, conforme ilustra a Figura 3.10. Com isso, surge a necessidade de analisar a afiação da ferramenta por meio de relações de simetria (DENKENA; LUCAS; BASSETT, 2011). Por meio da Figura 3.11 é possível avaliar a relação geométrica de uma ferramenta afiada, onde S_γ representa o segmento de ponta na superfície de saída, S_α é o segmento de ponta na superfície de folga, κ representa o fator de forma e Δr o achatamento da ponta de corte.

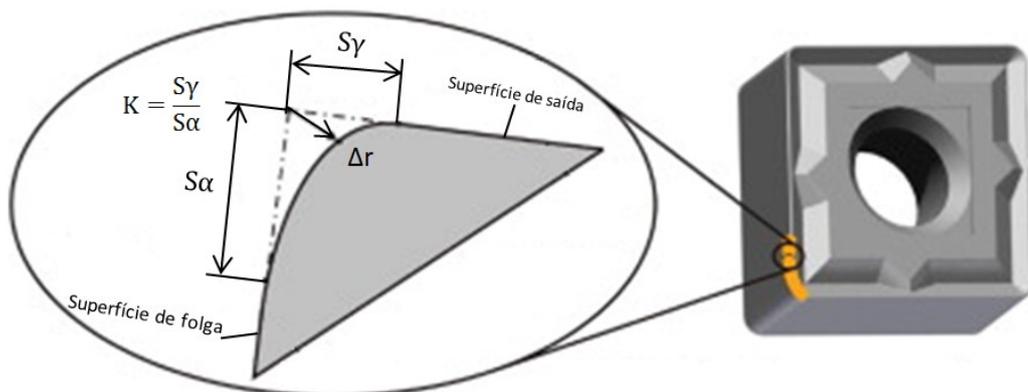
Figura 3.10: Geometria da ferramenta em relação às condições de corte



Fonte: Denkena e Biermann (2014).

Um aumento no parâmetro $S\alpha$ leva ao aumento de temperatura ocasionado pelo aumento da componente de atrito na superfície de folga, além do aumento das deformações plásticas na zona de cisalhamento secundária, que gera mais calor próximo à aresta de corte. Em contraste com $S\alpha$, a influência de $S\gamma$ é considerada comparativamente baixa. O aumento da quantidade de cisalhamento devido ao aumento do ângulo efetivo de saída (γ_{eff}) e, portanto, a redução do ângulo de cisalhamento influencia pouco a carga térmica (DENKENA; BIERMANN, 2014).

Figura 3.11: Caracterização da aresta de corte afiada



Fonte: Denkena; Lucas; Bassett (2011).

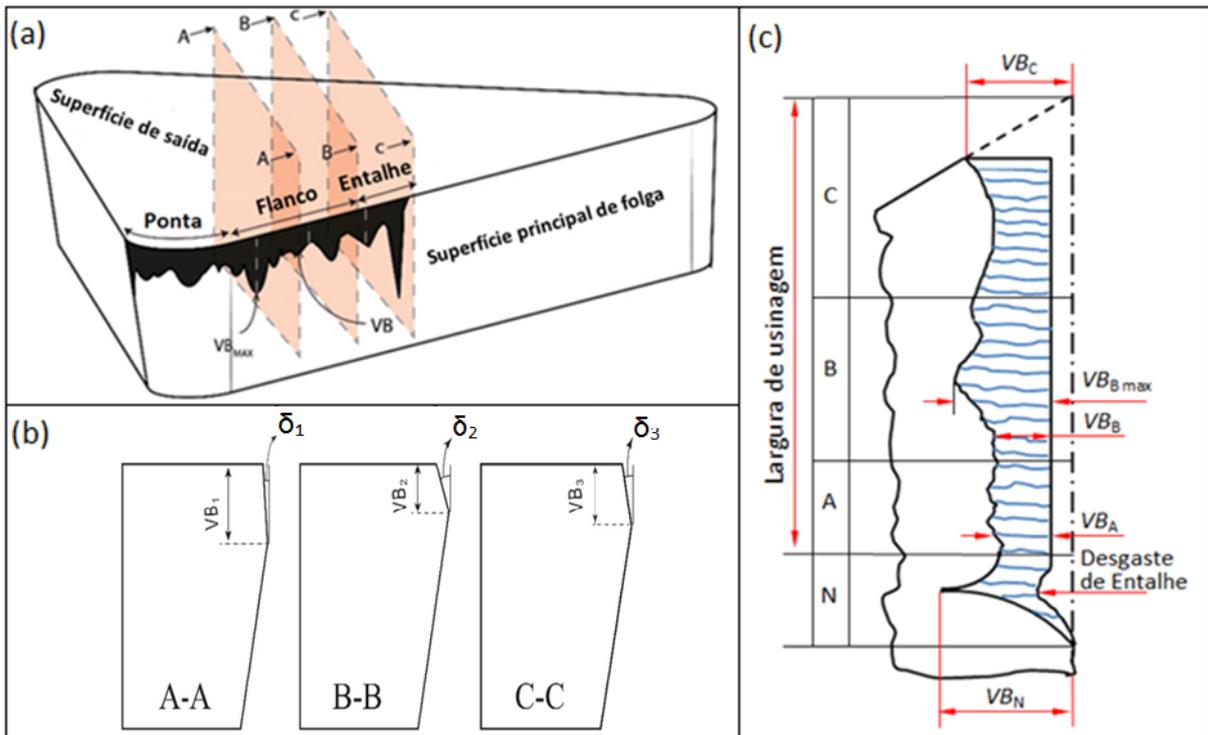
Yen; Jain; Altan (2004) analisaram o efeito de geometrias de aresta de ferramenta (afiada e chanfrada) sobre a temperatura de corte por meio de simulação utilizando o método de elementos finitos (FEM). De acordo com os autores, o grau de deformação plástica na zona

de cisalhamento secundária e na superfície usinada aumenta consideravelmente à medida que o raio de ponta da ferramenta aumenta, aumentando assim o calor gerado. Foi observado que a localização da temperatura máxima para uma ferramenta afiada muda da superfície de saída para a ponta da ferramenta conforme aumenta o raio da aresta. Já para ferramentas chanfradas, observou-se que as temperaturas máximas na superfície de saída da ferramenta aumentam com o aumento da largura e do ângulo de chanfro. Além disso, uma ferramenta chanfrada com elevados largura de chanfro e ângulo de chanfro resulta em um efeito de atrito semelhante a uma ferramenta afiada com grande raio de ponta, fazendo com que a temperatura máxima seja localizada na ponta da ferramenta.

3.2.4 Desgaste da ferramenta

Geralmente, o calor produzido pelas forças atuantes na cunha de corte aumenta com o desgaste de flanco. Esse fato ocorre porque a área de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça aumenta na medida em que o desgaste de flanco aumenta e, conseqüentemente, o atrito entre essas superfícies aumenta. De acordo com Ducobu *et al.* (2015), um aumento no desgaste de flanco leva a um aumento tanto da temperatura de corte quanto da força e das deformações plásticas. A Figura 3.12(a) mostra esquematicamente a geometria de uma ferramenta desgastada. O ângulo de desgaste do flanco, representado por δ é o ângulo que a face de desgaste de flanco faz com a direção de corte. Conforme mostrado na Figura 3.12(b) o ângulo de desgaste de flanco muda com as condições de corte e, além disso, ele varia ao longo da aresta de corte. O desgaste de flanco pode ser dividido em quatro zonas, conforme ilustra a Figura 3.12(c), onde C e N representam as regiões de desgaste de ponta (VB_C) e desgaste de entalhe (VB_N) respectivamente, enquanto A e B representam o desgaste de franco. A zona B do flanco, onde estão localizados o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}) e o desgaste de flanco médio (VB_B) em geral é considerada a mais importante. No entanto, em operações de acabamento, onde a profundidade de usinagem normalmente é menor que o raio de ponta da ferramenta, o desgaste de ponta localizado na zona C é o parâmetro mais significativo.

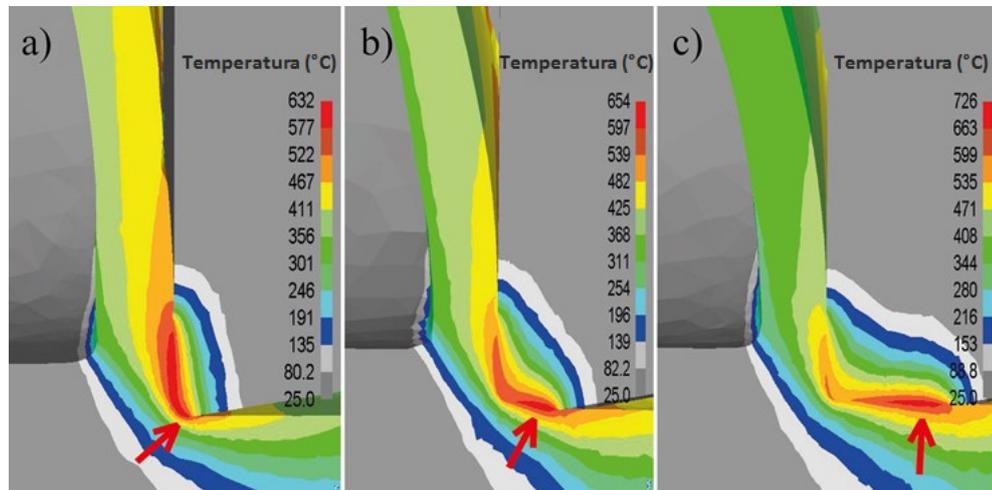
Figura 3.12: (a) Geometria esquemática de uma ferramenta desgastada (b) Seções transversais da ferramenta desgastada (c) Representação das zonas ao longo do desgaste de flanco



Fonte: adaptado de ISO 3685 (1993); Nooraie; Safari; Pak (2020).

Para estudar as mudanças do ângulo de desgaste de flanco durante a evolução do corte e sua influência na distribuição da temperatura de usinagem, Nooraie; Safari; Pak (2020) realizaram simulações tridimensionais do corte do aço DIN 20MnCrS5 (AISI 5120). Os autores utilizaram ferramenta de metal duro sem revestimento e foram testadas a seguintes condições: primeira condição ($VB_B = 0,03 \text{ mm}$ e $\delta = 10^\circ$), segunda condição ($VB_B = 0,15 \text{ mm}$ e $\delta = 5^\circ$), e a terceira condição ($VB_B = 0,3 \text{ mm}$ e $\delta = 2^\circ$). Por meio da Figura 3.13 é possível observar a distribuição da temperatura em torno da aresta de corte para ângulos de desgaste de flanco de 10° , 5° e 2° . Com a evolução do desgaste do flanco, a área com maior temperatura foi afastada da aresta de corte principal (indicado pelas setas), o que levou ao aumento da taxa de desgaste nessa área. Conforme deduzido por meio do modelo numérico, o ângulo de desgaste de flanco diminui gradativamente com a evolução do desgaste de flanco, ou seja, com o aumento do desgaste de flanco a área de contato entre a ferramenta e a peça aumenta, produzindo um coeficiente de atrito mais elevado e, conseqüentemente, temperaturas mais altas na interface entre ferramenta e peça.

Figura 3.13: Distribuição da temperatura próxima ao corte ($v_c = 200$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $a_p = 1$ mm): (a) $\delta = 10^\circ$, (b) $\delta = 5^\circ$, (c) $\delta = 2^\circ$

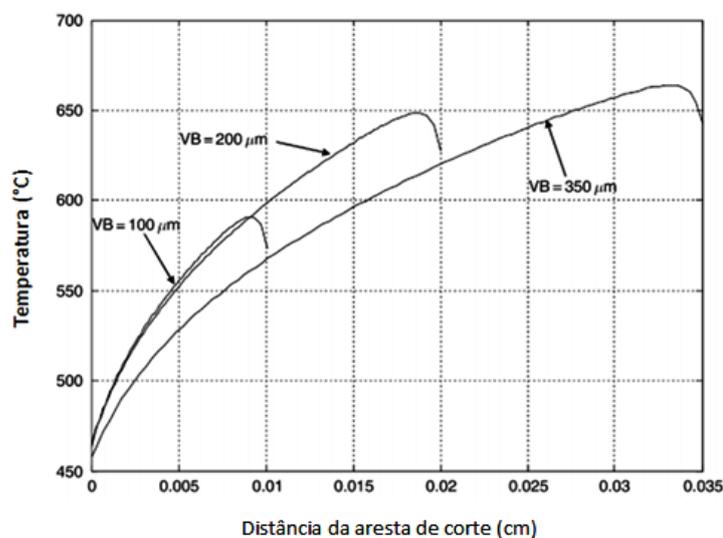


Fonte: Nooraie; Safari; Pak, (2020).

Lin *et al.*, (2013) observaram experimentalmente que durante o fresamento do aço 300M (aço baixa liga de alta resistência comumente utilizado em trem de pouso de aeronaves), houve o surgimento do desgaste de flanco. Quando o desgaste de flanco atingiu o valor de 0,15 mm, o atrito entre a ferramenta e a peça foi responsável por um aumento de 25-35% na temperatura da peça.

Huang e Liang (2003) estudaram a influência do desgaste de flanco na temperatura de corte durante o torneamento ortogonal do aço AISI 1018 utilizando ferramenta de metal duro. Eles relataram um aumento na temperatura da interface entre peça e ferramenta com o aumento do desgaste de flanco, conforme ilustra a Figura 3.14. Durante a usinagem, quando o desgaste de flanco está presente, a fonte de calor devido ao atrito é uniforme devido ao fato de haver apenas deformação elástica no contato entre o flanco e a superfície da peça. As temperaturas médias tanto da superfície de saída quanto da superfície de folga aumentam com o aumento do desgaste de flanco. Além disso, pode ser observado que o aumento no desgaste de flanco leva não só ao aumento da temperatura, mas também ao deslocamento da temperatura máxima, que se afasta da ponta da ferramenta.

Figura 3.14: Perfis de temperatura ao longo da interface ferramenta-peça sob os diferentes valores de desgaste de flanco ($v_c = 79,2$ m/min e $f = 0,28$ mm/rev)



Fonte: Huang e Liang (2003).

3.2.5 Propriedades do material da peça

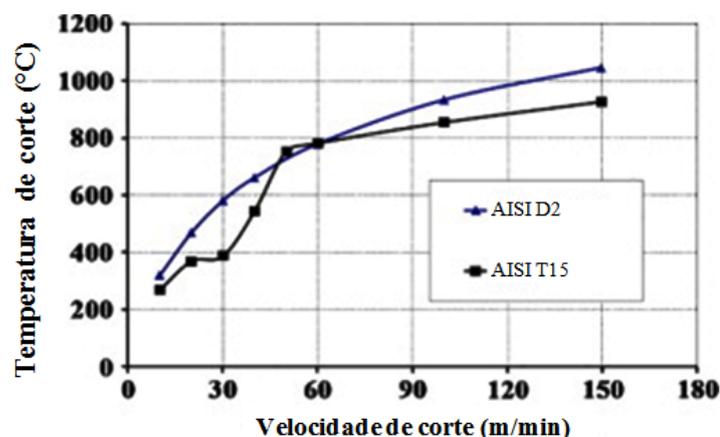
As propriedades do material a ser usinado influenciam fortemente a temperatura de corte. Conforme Da Silva e Wallbank (1999), ductilidade, dureza, encruamento e propriedades térmicas são características que têm efeito direto sobre as forças de usinagem e, portanto, afetam a temperatura de corte. Segundo Elsadek *et al.* (2020), a elevação da dureza da peça causa o aumento das forças restritivas ao corte, aumentando assim a dissipação de energia e fazendo com que haja aumento na temperatura de corte. Além disso, conforme Shaw (2005), para materiais de dureza semelhante, as temperaturas de corte aumentam com a ductilidade, uma vez que materiais mais dúcteis podem absorver mais energia por meio da deformação plástica.

O tamanho de grão também tem influência sobre a usinabilidade dos aços. Os aços que possuem um tamanho de grão pequeno têm uma área maior de limites de grão. Isso resulta em uma mobilidade reduzida dos deslocamentos dentro da estrutura de rede dificultando o início da plasticidade. Assim, uma maior tensão crítica é necessária para levar à fratura do material e, conseqüentemente, forças de usinagem mais elevadas são necessárias e maior é a temperatura envolvida no processo. Portanto, aços que possuem tamanho de grão pequeno requerem um maior consumo de energia nas operações de corte de metais do que aços com grãos maiores. Além disso, a presença de inclusões não metálicas nos aços também pode influenciar a temperatura de corte. Por exemplo, algumas inclusões de óxidos como (Al,Mg)O

são extremamente duras, podendo aumentar o desgaste de uma ferramenta por abrasão e consequentemente aumentar a temperatura de corte. Por outro lado, inclusões de MnS promovem a formação de uma camada protetora na superfície da ferramenta de corte, promovendo redução na temperatura de corte e na taxa de desgaste de flanco e cratera (ÅNMARK; KARASEV; JÖNSSON, 2017).

Alguns elementos de liga, como molibdênio, tungstênio, cromo e vanádio podem retardar o amaciamento térmico dos aços e, além disso, atuam como formadores de carbonetos e/ou carbonitreto que aumentam a dureza do aço após o revenimento. Esse aumento de dureza do aço após o revenimento é conhecido como endurecimento secundário. EL Hakim et al., (2015) estudaram o efeito do endurecimento secundário sobre as forças e temperaturas durante torneamento do aço rápido AISI T15 e aço ferramenta AISI D2. O aço AISI T15 possui teores de tungstênio e vanádio relativamente altos e, portanto, possui forte tendência ao endurecimento secundário, enquanto o aço AISI D2, por não possuir tal tendência, foi utilizado como controle. Por meio de testes de revenimento os autores observaram que um aumento na dureza do aço AISI T15 começa na temperatura de 350 °C e atinge seu pico de dureza de 56 HRC a 550 °C, confirmando a ocorrência de endurecimento secundário no revenimento. Durante a usinagem, o endurecimento secundário do aço AISI T15 ocorreu em uma faixa de velocidade de corte entre 35 e 60 m/min, já para o aço AISI D2 não foi observado o fenômeno de endurecimento, conforme ilustra a Figura 3.15. O endurecimento secundário causa aumento da força de usinagem e, consequentemente, da temperatura de corte.

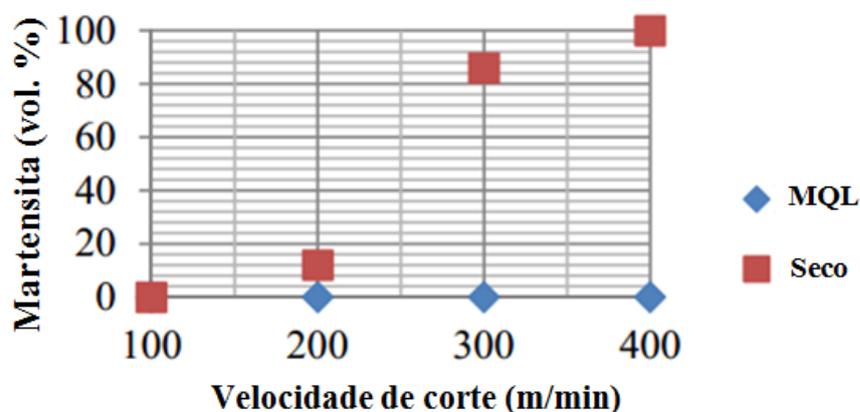
Figura 3.15: Efeito do endurecimento secundário sobre a temperatura de corte



Fonte: El Hakim *et al.* (2015).

Bollig *et al.*, (2015) estudaram os efeitos da temperatura de usinagem sobre a transformação de fase do aço AISI 4140 por meio do método de elementos finitos bidimensional. Os resultados de testes de corte ortogonal a seco foram confrontados com o método de mínima quantidade de lubrificação (MQL). Por meio da Figura 3.16 é possível observar que no corte a seco a transformação martensítica começa quando a velocidade de corte é de 200 m/min e após atingir 300 m/min a transformação completa é quase concluída. Já quando o método MQL é simulado, não há transformação de fase durante todas as velocidades de corte calculadas. Com o aumento da velocidade de corte, é esperado que a temperatura de corte aumentasse, no entanto, o efeito lubrificante do MQL resulta em um nível de temperatura constantemente mais baixo quando comparado ao corte a seco, devido à redução de atrito entre a ferramenta de corte e a peça. As temperaturas mais altas no corte a seco levam a uma carga térmica mais alta na peça e quando uma temperatura crítica é atingida, a transformação de austenita em martensita começa na superfície.

Figura 3.16: Transformações de fase para corte a seco e MQL



Fonte: Bollig *et al.* (2015).

3.3 Efeito da temperatura de corte sobre a integridade superficial da peça

Acredita-se que alguns efeitos adversos da usinagem, tais como a formação de camada branca e tensões residuais trativas são ativados termicamente. Segundo Abrão e Aspinwall (1996) na usinagem de aços, principalmente aços-liga no estado temperado e revenido, é provável que alterações microestruturais sejam induzidas dependendo da temperatura atingida na peça. Conforme Rech e Moisan (2003) quando a temperatura de corte excede a temperatura de austenitização, martensita não revenida (conhecida como camada branca) é formada após o resfriamento brusco. De acordo com Han *et al.* (2008), na usinagem de aços

em particular, dois mecanismos (efeitos térmico e mecânico) são considerados as principais causas da formação da camada branca. Segundo Hosseini *et al.* (2014), a formação de camada branca por meio do efeito térmico é devido ao rápido aquecimento acima da temperatura de austenitização seguido por um resfriamento rápido subsequente. Já pelo efeito mecânico se deve à deformação plástica severa em temperaturas bem abaixo da temperatura de austenitização. Rech e Moisan (2003) relataram que a formação de martensita como resultado do atrito, provoca tensão residual de tração que se sobrepõe à tensão compressiva residual resultante de efeitos mecânicos. As tensões térmicas resultam principalmente de altos níveis de energia gerados pelo atrito entre a área de desgaste de flanco e a peça de trabalho que produz grandes fluxos de calor no sentido da peça.

Definida por Withers e Bhadeshia (2001) como a tensão que permanece em um corpo estável em equilíbrio com seu entorno, a tensão residual na superfície dos componentes é considerada por Liang e Su (2007) um fator importante no desempenho dos componentes usinados, podendo influenciar características como vida sob fadiga, resistência à corrosão e exatidão dimensional. Segundo Da Silva *et al.* (2020), quando tensões residuais se desenvolvem em um componente, elas podem afetar positiva ou negativamente o comportamento do componente em serviço. De acordo com Navas; Gonzalo; Bengoetxea (2012), se as tensões residuais forem de tração, elas podem favorecer a nucleação e a propagação de trincas, levando à redução da resistência à fadiga e da resistência à corrosão e ao desgaste. Conforme M'Saoubi *et al.* (1999), a natureza das tensões residuais depende não apenas dos parâmetros de usinagem, como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, mas também da geometria da ferramenta e das condições de lubrificação/refrigeração.

Hosseini *et al.*, (2014) encontraram uma boa correlação entre o teor de austenita retida na superfície da peça e as tensões residuais, concluindo que se o teor de austenita retida aumenta, o mesmo ocorre com as tensões residuais de tração. Vale ressaltar que de acordo com Han *et al.* (2008), a austenita retida serve como evidência de transformação de fase que pode ser observada nas camadas brancas.

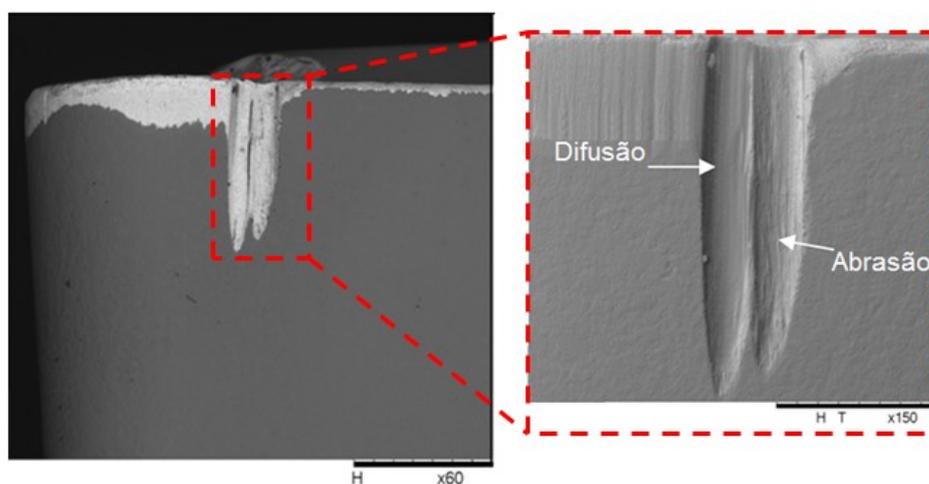
3.4 Efeito da temperatura de corte sobre o desgaste da ferramenta

De acordo com Machado *et al.* (2015), quando elevadas temperaturas estão envolvidas no processo de corte, os mecanismos de difusão e oxidação são predominantes e o desgaste da ferramenta cresce proporcionalmente com o aumento da temperatura. A difusão na usinagem envolve a transferência de átomos entre os materiais da ferramenta e da peça. Esse mecanismo

de desgaste é dependente da solubilidade dos elementos nas zonas de cisalhamento secundária e primária, da temperatura e tempo de contato. Normalmente o mecanismo de difusão ocorre quando são utilizadas altas velocidades de corte em operações de usinagem de ligas que possuem alto ponto de fusão. Nessa situação, o tempo de contato entre ferramenta e peça/cavaco é curto, no entanto, a difusão pode ocorrer devido à existência de zonas de aderência entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta e, ocasionalmente, entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Como essas zonas são renovadas periodicamente devido à alta taxa de deformação, o fluxo difusivo é mantido durante o processo. Além disso, as taxas de difusão aumentam rapidamente com a temperatura (DINIZ; MACHADO; CORRÊA, 2016; TRENT; WRIGHT, 2000).

A Figura 3.17 ilustra o desgaste de entalhe observado na ferramenta de metal duro após torneamento do aço inoxidável martensítico AISI S41000 sob condição de lubrificação por jorro ($v_c = 100$ m/min; $f = 0,35$ mm/rev; $a_p = 1$ mm), conforme relatado por Corrêa *et al.* (2017). Observa-se que os mecanismos que governaram o desgaste de entalhe foram difusão (região de morfologia lisa) e abrasão (região de morfologia áspera).

Figura 3.17: Superfície de folga da ferramenta após torneamento do aço inoxidável martensítico AISI S41000



Fonte: adaptado de Corrêa *et al.*, (2017).

Os mecanismos de difusão e abrasão são os principais responsáveis pelo desgaste de cratera, podendo estar presentes no corte de materiais de difícil usinabilidade, como ligas de titânio e níquel, nas quais a temperatura ao longo da interface ferramenta-cavaco pode atingir até 1000 °C (OLORTEGUI-YUME e KWON, 2010). A superfície de saída é a região em que as condições necessárias para a difusão são mais propensas a ocorrer, devido à presença da

zona de aderência na região de cisalhamento secundária o que garante um longo tempo de contato cavaco-ferramenta e, além disso, altas taxas de deformação na zona de fluxo geram altas temperaturas que promovem o surgimento e evolução do desgaste de cratera. No entanto, essas condições também podem ser responsáveis pela formação de desgaste de flanco após algum desgaste ter ocorrido na aresta de corte, porque a zona de aderência também pode ocorrer nesta região (DINIZ; MACHADO; CORRÊA, 2016).

Após a formação inicial da cratera, o perfil de desgaste resulta nas condições de fluxo de cavacos sobre a superfície de saída da ferramenta o que, conseqüentemente, altera as variáveis de saída (velocidade de saída do cavaco, tensão normal de contato e temperatura na interface entre cavaco e ferramenta), além do atrito na interface cavaco-ferramenta e do ângulo efetivo de saída (MISHRA; GHOSH; ARAVINDAN, 2020). Conforme o desgaste de cratera progride, o ângulo de saída efetivo se tornará mais positivo, resultando na diminuição do ângulo da cunha de corte e no enfraquecimento da aresta de corte, levando potencialmente a falha catastrófica da ferramenta (WONG; KIM; KWON, 2004).

A Figura 3.18 ilustra a morfologia característica de desgaste de cratera que foi observada na superfície de saída da ferramenta de metal duro após torneamento do aço inoxidável austenítico AISI 316 utilizando emulsão à base de óleo vegetal (concentração de 5%) como meio lubrificante refrigerante aplicado sob alta pressão (10Mpa).

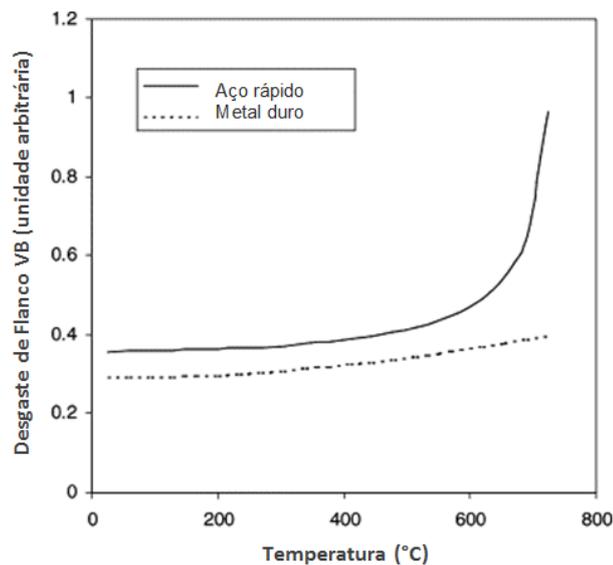
Figura 3.18: Desgaste de cratera após torneamento do aço inoxidável austenítico AISI 316 ($v_c = 300$ m/min; $f = 0,2$ mm/rev; $a_p = 0,5$ mm)



Fonte: adaptado de Naves *et al* (2013).

O desgaste de flanco é utilizado com frequência como critério de fim de vida da ferramenta, pois ele afeta a exatidão dimensional da peça e a estabilidade do processo de usinagem (ASTAKHOV, 2004). A temperatura de corte é um fator crítico que interfere diretamente no desgaste de flanco da ferramenta de corte. De acordo com Zhao *et al.* (2002), para considerar os efeitos da temperatura sobre o desgaste de flanco é necessário conhecer a relação entre o amaciamento térmico da ferramenta de corte e o aumento da temperatura, ou seja, é preciso conhecer a dureza a quente da ferramenta. Portanto, a evolução do desgaste de flanco com o aumento da temperatura é diferente para os diversos materiais de ferramenta de corte. A Figura 3.19 ilustra o comportamento do desgaste de flanco com o aumento da temperatura de usinagem para dois materiais diferentes de ferramentas (aço rápido e metal duro) durante o corte ortogonal. Observa-se que, para a ferramenta de metal duro, o desgaste de flanco aumenta gradualmente com o aumento da temperatura. Já para a ferramenta de aço rápido, o desgaste de flanco aumenta gradualmente até aproximadamente 600 °C e aumenta abruptamente após essa temperatura evidenciando o amaciamento térmico da ferramenta.

Figura 3.19: Efeito da temperatura sobre o desgaste de flanco de diferentes ferramentas de corte



Fonte: Zhao *et al.*, (2002).

A dureza do material da ferramenta de corte tende a ser reduzida devido às altas temperaturas associadas ao calor gerado pelo atrito na interface ferramenta-peça durante a remoção de cavacos. Com a dureza reduzida, a ferramenta de corte desgasta mais rapidamente, afetando o processo de formação de cavacos e, conseqüentemente, a rugosidade da superfície usinada e a exatidão dimensional da peça (ÖZBEK e SARUHAN, 2020).

Atualmente, o desenvolvimento de novos revestimentos para ferramentas de corte tem sido foco de diversos pesquisadores pelo fato de que eles podem promover um aumento significativo na resistência ao desgaste e na vida da ferramenta de corte. O revestimento da ferramenta pode diminuir o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, afetando assim a temperatura de corte em comparação com ferramentas não revestidas. Além disso, o revestimento da ferramenta atua como barreira térmica, evitando que o calor seja dissipado no substrato da ferramenta devido à sua difusividade térmica ser mais baixa em comparação com a do substrato da ferramenta (ZHAO *et al.*, 2021).

Kurniawan *et al.*, (2020) registraram uma temperatura máxima de 750 °C no torneamento da liga de níquel Inconel 713-C e, além disso, observaram que durante a usinagem uma pequena parcela do calor foi transportada pelos cavacos e pela peça, enquanto que a maior parte do calor fluiu em direção a aresta da ferramenta de corte, pois a difusividade térmica do Inconel é baixa. A ferramenta de corte sofreu fratura catastrófica ocasionada pela fratura frágil do substrato de WC-Co devido à alta tensão de cisalhamento sob alta temperatura de corte. Desse modo, a difusividade térmica do material da peça é um parâmetro importante que pode influenciar o gradiente de temperatura durante a usinagem e, juntamente com condições severas de tensão, pode determinar um possível amaciamento térmico da ferramenta de corte.

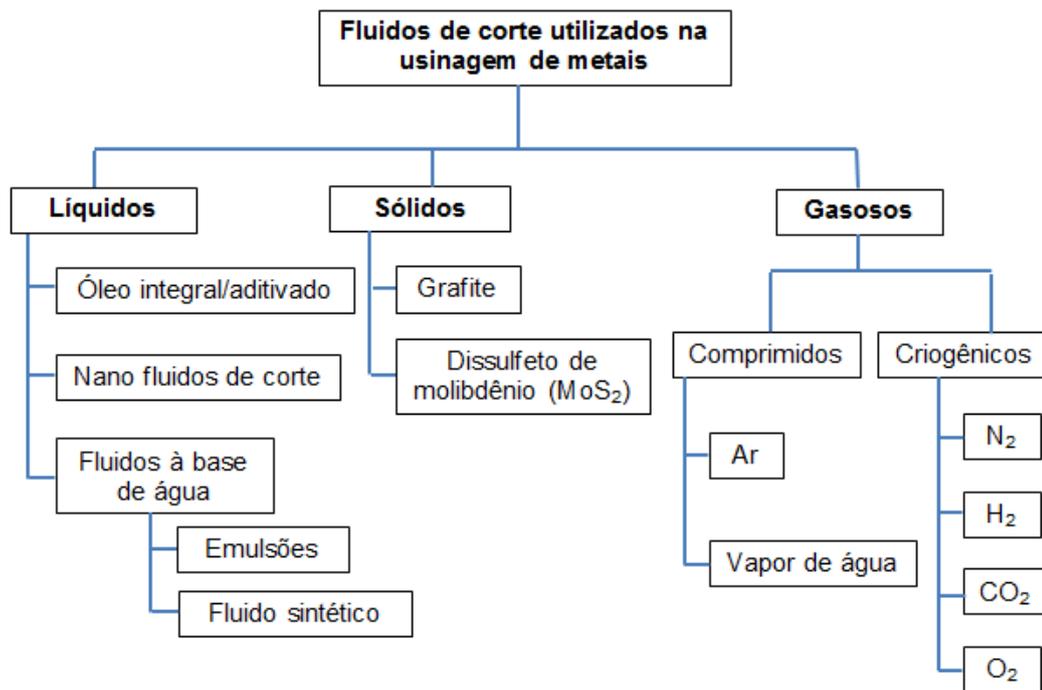
3.5 Influência de fluidos de corte sobre o processo de usinagem

O efeito danoso da temperatura de usinagem é conhecido há mais de um século e o calor gerado durante o corte foi um dos primeiros fenômenos investigados na usinagem. O trabalho pioneiro nesta área ficou a cargo de Benjamin Thompson, que em 1798 investigou o calor gerado devido ao atrito na operação de mandrilhamento de um canhão de guerra (THOMPSON, apud KOMANDURI e HOU, 2000). Com o intuito de minimizar o desgaste da ferramenta devido ao calor excessivo gerado durante a usinagem, Taylor (1907) foi o precursor do uso de fluidos de corte na usinagem. Inicialmente foi utilizada água direcionada à aresta de corte, tendo como resultado a possibilidade de aumento considerável da velocidade de corte. Devido ao efeito de oxidação provocado pela água, foi adicionado bicarbonato de sódio para minimizar o problema. Com o tempo, passou-se a utilizar óleos graxos, como gordura animal, que é eficiente na lubrificação além de inibir processos de corrosão. No entanto, os óleos graxos exibiam capacidade de arrefecimento deficiente e se degradavam rapidamente. Com isso, criou-se o precursor de fluidos de corte emulsionáveis,

compreendendo uma solução de sabão com óleos minerais ou uma mistura de alcatrão com água quente necessária para diluição.

Ao longo dos anos, com o desenvolvimento da indústria de manufatura, foram criados diversos tipos de fluidos de corte, sempre com intuito de reduzir a temperatura na interface entre ferramenta e peça, tendo como consequência a redução dos efeitos adversos causados à integridade superficial da peça, além de aumentar a vida da ferramenta de corte. A Figura 3.20 mostra os principais tipos de fluidos de corte utilizados na usinagem de metais. Quando aplicados de forma apropriada, os fluidos de corte podem aumentar a produtividade das operações de usinagem, além de possibilitar a redução de custos.

Figura 3.20: Principais tipos de fluidos de corte utilizados na usinagem de peças metálicas



Fonte: Próprio autor

As funções principais de um fluido de corte são refrigerar e lubrificar a peça, bem como a aresta de corte da ferramenta. Como função secundária, os fluidos de corte também auxiliam na remoção dos cavacos e previnem a ocorrência de aresta postiça de corte, além de proteger a peça, a ferramenta e a máquina contra corrosão (BENEDICTO; CAROU; RUBIO, 2017). Ao operar sob baixas velocidades de corte, o fluido de corte atua como lubrificante promovendo a redução do atrito entre a peça e a ferramenta de corte. Como resultado, o calor gerado na zona de cisalhamento e o consumo de energia no processo são reduzidos. Os

fluidos de corte lubrificantes não são adequados em velocidades de corte altas porque as altas temperaturas criadas nessa situação fazem com que o fluido evapore antes de poder lubrificar e, além disso, à medida que a velocidade de corte aumenta, o tempo para que o fluido atinja a interface entre a peça e a ferramenta é reduzido, tornando o processo de lubrificação ineficiente (DEBNATH; REDDY; YI, 2014; TRENT e WRIGHT, 2000).

Como refrigerante, o fluido de corte atua reduzindo a temperatura da ferramenta e da peça ao operar em altas velocidades de corte. Como resultado, ele minimiza a distorção da peça. A capacidade de refrigeração em manter a temperatura abaixo da temperatura de amolecimento térmico do material da ferramenta prolonga significativamente a vida da ferramenta. Além disso, diminui o desgaste da ferramenta induzido termicamente, minimizando os mecanismos de difusão e oxidação. Portanto, fluidos de corte com características lubrificantes são indicados para usinagem em baixas velocidades de corte e quando as pressões de corte entre o cavaco e a ferramenta são muito altas enquanto fluidos refrigerantes atuam de forma mais eficiente em altas velocidades de corte quando o problema de penetração do fluido de corte é considerado (YILDIZ; NALBANT, 2008).

O método de aplicação de fluidos de corte líquidos tem sido alvo de estudos com intuito de maximizar a vida da ferramenta e reduzir a temperatura de corte. Santos; Abrão; Santos (2020) relataram que, quando comparado com o jorro convencional, a aplicação de fluido de corte sob alta pressão (8 MPa) promoveu a atenuação da evolução do desgaste de flanco das ferramentas de metal duro durante o torneamento do aço inoxidável supermartensítico. Segundo os autores, o fluido sob alta pressão apresenta maior efeito refrigerante e, além disso, pode promover a formação de uma cunha hidráulica entre o cavaco e a superfície de saída do inserto modificando as condições tribológicas do processo.

A seleção do melhor fluido de corte para uma determinada operação dependerá de vários parâmetros, entre eles velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, materiais da peça e da ferramenta, tolerâncias exigidas e integridade da superfície da peça (ÁVILA; ABRÃO, 2001). Ademais, vale ressaltar que o uso de fluidos de corte sempre que possível deve ser evitado devido aos problemas econômicos, ambientais e de saúde associados.

Atualmente 85% dos fluidos de corte consumidos são produzidos à base de óleo mineral e o restante é sintetizado quimicamente e também, em menor proporção, são produzidos fluidos de corte vegetais (DEBNATH; REDDY; YI, 2016). Apesar do fluido de corte sintético possuir maior taxa de biodegradação, seu uso ainda é limitado devido à sua

toxicidade e alto preço (MATILIUNAITE; PAULAUSKIENE, 2019). O uso desses fluidos de corte está associado a alguns efeitos adversos, como impactos ambientais e riscos a saúde dos trabalhadores. A interação contínua do operador da máquina com o fluido de corte pode causar doenças dermatológicas graves e doenças pulmonares potencialmente fatais (PARK, 2019).

O descarte inadequado desses fluidos de corte pode acarretar em sérios danos ao meio ambiente (KHAN; MAITY, 2018). Estima-se que o custo com fluidos de corte em todo processo seja aproximadamente 16% do custo total de usinagem de um produto, podendo chegar a 30% ao usinar materiais de difícil usinabilidade, enquanto o custo estimado com ferramentas é cerca de 4%. Adicionalmente, quando comparado ao custo de aquisição, a disposição dos fluidos de corte pode custar de duas a quatro vezes a mais, pois eles requerem tratamento caro antes do descarte, devido ao fato de sua maioria não ser biodegradável (SHOKRANI; DHOKIA; NEWMAN, 2012). Essas desvantagens tornam necessário desenvolver e aplicar novos sistemas de lubrificação/refrigeração como uma alternativa aos métodos tradicionais.

O corte a seco é a melhor abordagem para eliminar os efeitos adversos dos fluidos de corte, podendo em alguns casos, reduzir o choque térmico e aumentar a vida da ferramenta e assim, minimizar os custos de usinagem. Krolzyk et al. (2017) relataram uma melhora expressiva na usinabilidade do aço inoxidável duplex durante o torneamento utilizando alta velocidade de corte e baixo avanço ($v_c = 150$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev) com ferramenta de metal duro quando a condição de corte a seco foi utilizada em comparação com o método de lubrificação por jorro, resultando em menores forças e energia de corte, além de maior vida da ferramenta. Por outro lado, no corte a seco, o atrito e a temperatura de corte podem ser maiores do que na usinagem com auxílio de fluidos de corte, causando em alguns casos, redução na vida da ferramenta e na qualidade superficial, além gerar desvios geométricos na peça usinada (SHOKRANI; DHOKIA; NEWMAN, 2012). Nesse sentido, os fluidos de corte convencionais podem, em alguns casos, ser substituídos por ar comprimido refrigerado utilizando o tubo de vórtice Ranque-Hilsch (RHVT) com intuito de refrigerar a peça e a ferramenta de corte, além de facilitar a remoção de cavacos da zona de corte. Essa técnica não é prejudicial ao meio ambiente e à saúde humana e, além disso, pode reduzir significativamente os custos de produção sendo acessível para pequenas e médias empresas manufatureiras (RUBIO *et al.*, 2015).

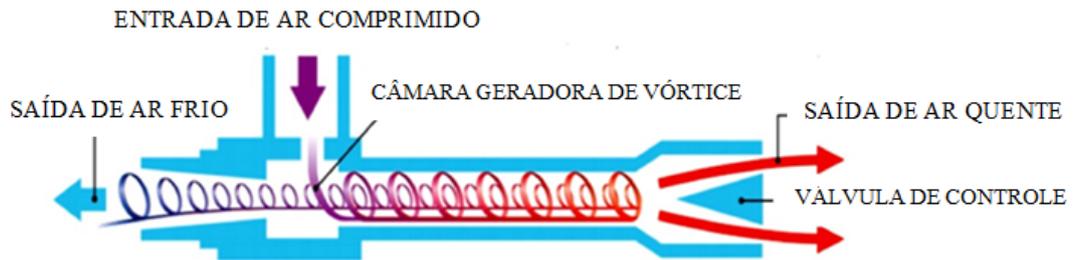
Apesar de requerer maior investimento de capital para sua implementação e possuir alto custo de operação e manutenção, o método de refrigeração criogênica também é uma forma eficaz de reduzir a temperatura de corte. Um aumento de mais de quatro vezes na vida da ferramenta de corte foi relatado por Khan e Ahmed (2008) no torneamento do aço inoxidável AISI 304 quando utilizado resfriamento criogênico em comparação com a condição de lubrificação convencional por óleo solúvel (concentração de 5%). Esse efeito foi mais pronunciado quando se utilizou velocidades de corte mais altas (250 m/min) visto que, nessa situação o fluido de corte convencional perde o poder de lubrificação tornando-se ineficaz quanto à redução de calor na interface cavaco-ferramenta. Por outro lado, Nalbant e Yildiz (2011) relataram desvantagem na utilização do método de refrigeração criogênica por pulverização de nitrogênio líquido em relação ao corte a seco durante o fresamento do aço AISI 304 utilizando ferramenta de metal duro sem revestimento. Devido ao resfriamento excessivo seguido de aquecimento causado pelo corte intermitente, pode ocorrer o surgimento de trincas térmicas em torno da ponta da ferramenta, levando a sua falha prematura. Além disso, a aplicação de fluido criogênico aumenta a dureza da peça de aço inoxidável AISI 304 podendo culminar no aumento da força de corte. Em contrapartida, Jerold e Kumar (2012) relataram que os fluidos criogênicos, como o CO₂, tem capacidade não só de refrigerar a zona de corte, mas também de reduzir o atrito na interface cavaco-ferramenta, atuando como lubrificante. Nesse sentido, a aplicação de CO₂ como fluido de corte promoveu a redução entre 35 e 55% das forças de usinagem em comparação com o método de lubrificação por jorro convencional durante o torneamento do aço inoxidável AISI 316, resultando em menor desgaste da ferramenta de corte e melhor acabamento da peça.

Recentemente a aplicação de novos fluidos de corte, como nanofluidos e óleos de origem vegetal não tóxico e biodegradável tem ganhado atenção da comunidade científica mostrando-se promissores na tentativa de substituir os fluidos convencionais de origem fóssil. Contudo, para aplicação industrial, ainda faz-se necessário novos estudos quanto à sua viabilidade técnica e econômica. De acordo com Wickramasinghe et al. (2021), em geral os óleos vegetais apresentam baixa estabilidade térmica e oxidativa. Nesse sentido, partículas sólidas nanométricas específicas e/ou elementos surfactantes podem ser adicionados na formulação com intuito de inibir a oxidação e a evaporação excessiva em altas temperaturas.

3.5.1 Tubo de vórtice

O tubo de vórtice Ranque-Hilsch é um dispositivo térmico simples, de baixo custo, sem nenhuma parte móvel, que pode separar uma única injeção de ar comprimido em duas correntes com temperaturas diferentes sem auxílio de qualquer elemento elétrico ou químico. O ar comprimido é admitido tangencialmente em alta velocidade no tubo e um forte fluxo turbulento é gerado devido à estrutura interna do tubo. Após a separação do fluxo e da energia, o ar mais frio sai do confinamento através de um orifício circular central localizado em um dos lados da extremidade do tubo e o ar mais quente sai na outra extremidade, conforme mostrado esquematicamente na Figura 3.21 (AHLBORN; GORDON, 2000; GUO *et al.*, 2019; XUE *et al.*, 2019).

Figura 3.21: Esquema do funcionamento do tubo de vórtice de contra-fluxo



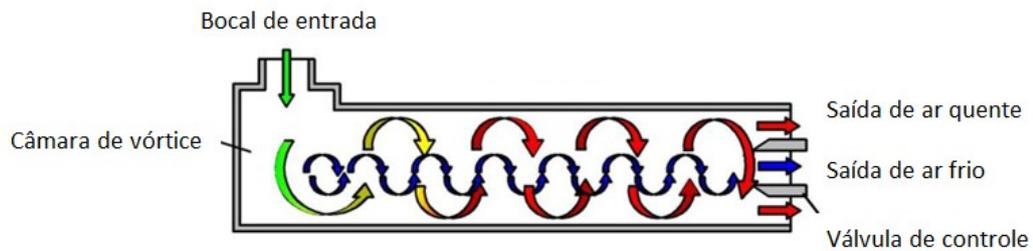
Fonte: Mia *et al.*, (2018).

O efeito do tubo de vórtice foi observado inicialmente em 1931, pelo físico francês Georges Ranque (RANQUE, 1934). Posteriormente, Hilsh apresentou investigações detalhadas sobre a influência do efeito do atrito interno no funcionamento do tubo de vórtice e propôs seu aprimoramento por meio da otimização de parâmetros geométricos (HILSCH, 1947). Em homenagem há esses dois cientistas, o tubo de vórtice é também conhecido atualmente como tubo de vórtice Ranque – Hilsh.

Em geral, o tubo de vórtice pode ser classificado em dois tipos, sendo um de contra-fluxo (Figura 3.21), considerado o mais usual, e o outro de fluxo único conforme ilustra a Figura 3.22. A operação do tubo de vórtice de fluxo único é semelhante à operação do tubo de contra-fluxo, com a diferença que a saída de ar frio do tubo de fluxo único está localizada concentricamente com a saída anular para o ar quente, ao contrário da versão do tubo de contra-fluxo (EIAMSA-ARD e PROMVONGE, 2008). Em tubos de vórtice de fluxo único, o fluxo de ar frio se mistura ao fluxo de ar quente no interior do tubo afetando negativamente as

temperaturas dos fluidos, reduzindo assim sua eficiência. Por esta razão, a aplicabilidade e o uso de tubos de vórtice de fluxo único geralmente é menor em relação aos tubos de vórtice de contra fluxo (DINCER *et al.*, 2009).

Figura 3.22: Funcionamento do tubo de vórtice de fluxo único



Fonte: Hu *et al.*, (2020).

Desde que o efeito do tubo de vórtice foi descoberto, muitos pesquisadores se esforçaram para compreender e explicar o mecanismo físico do fenômeno de separação de energia. Apesar das grandes contribuições dadas para o estudo do tubo de vórtice desde o seu surgimento, com a criação de algumas teorias, o fenômeno de separação de energia ainda está longe de ser elucidado por completo. Diversos fatores foram considerados para tentar explicar o princípio do efeito do tubo de vórtice, como por exemplo, o efeito do atrito, gradientes de pressão, fluxo acústico e circulação secundária. No entanto, atualmente ainda não há um consenso sobre o verdadeiro motivo pelo qual ocorre o efeito do tubo de vórtice e, além disso, alguns pesquisadores chegaram a obter conclusões opostas (HU *et al.*, 2020).

Simplificadamente, o princípio de funcionamento do tubo de vórtice de contra-fluxo pode ser definido como segue. Um fluido compressível é introduzido no tubo de vórtice por meio do bico de entrada e passa por uma câmara geradora de vórtice ocasionando a formação de fluxos turbulentos. O fluido segue tangencialmente à parede do tubo em forma de espiral em altas velocidades no sentido da válvula cônica de estrangulamento (válvula de controle). Devido à estrutura do tubo de vórtice, ocorre uma expansão repentina quando o ar comprimido é injetado no tubo causando uma redução na temperatura do fluxo de ar no centro. Considera-se que a pressão periférica é maior que a central, tendo como principal razão a ocorrência de expansão adiabática na região central e compressão adiabática na região periférica. Além disso, a velocidade angular do fluido próximo à parede do tubo é menor do que no centro, devido aos efeitos do atrito entre o fluido e a parede do tubo. Como resultado, o fluido na região central transfere energia mecânica para o fluido na parede do tubo enquanto

a energia de difusão é transferida no sentido oposto. O fluxo de ar quente (região periférica) sai pela abertura da válvula de controle e o fluxo de ar frio (região central) é forçado a sair no sentido oposto. A taxa de fluxo de massa e a temperatura dos fluxos que saem das extremidades quente e fria são determinadas pela válvula de controle (LAGRANDEUR et al., 2020; XUE; ARJOMANDI; KELSO, 2010).

Alguns parâmetros determinam a eficiência do tubo de vórtice. De acordo com Attalla *et al.* (2017), a fração de massa fria (MF) é o parâmetro mais importante que indica a divisão de temperatura interna do tubo de vórtice e seu desempenho térmico. A MF é definida como a parcela de ar comprimido que é liberado pela extremidade fria do tudo e pode ser calculada pela Equação 3.1 (LI et al., 2019).

$$MF = \dot{m}_f / \dot{m}_e \quad (3.1)$$

Onde \dot{m}_f representa a vazão mássica da corrente fria e \dot{m}_e representa a vazão mássica total do fluido de trabalho na entrada do sistema.

A diferença de temperatura fria é definida pela Equação 3.2.

$$\Delta T_f = (T_e - T_f) \quad (3.2)$$

Onde T_e e T_f representa a temperatura do ar na entrada do sistema e na saída fria, respectivamente.

Levando em consideração que a temperatura sozinha não pode ser considerada como uma medida do nível de energia de uma substância, é essencial calcular a magnitude da capacidade de resfriamento (Q_f) que quantifica o efeito de refrigeração fornecido por um tubo de vórtice, conforme a Equação 3.3 a seguir (THAKARE; PAREKH, 2017).

$$Q_f = \dot{m}_e C_p (T_e - T_f) \quad (3.3)$$

Onde C_p representa o calor específico do ar à pressão constante.

Vale ressaltar que, conforme Godbole e Ramakrishna (2020), para uma aplicação de resfriamento, uma menor temperatura do ar na saída de ar frio nem sempre resulta em maior capacidade de resfriamento. Além disso, eles relataram que o valor da fração mássica fria para a capacidade máxima de resfriamento geralmente fica em torno de 0,5 e 0,7 enquanto que para a temperatura mínima na extremidade fria, esse valor se encontra na ordem de 0,2 a 0,4. Portanto, além da temperatura fria, é de suma importância o estudo da capacidade de resfriamento no processo de usinagem.

Brandão; Coelho e Rodrigues (2008) analisaram os efeitos de dois diferentes sistemas de refrigeração, ar comprimido e ar refrigerado por tubo de vórtice, comparando-os com o

corte a seco no fresamento de topo de dois aços comumente aplicados a moldes e matrizes (AISI H13 e AISI D2) utilizando ferramentas de metal duro revestidas com (TiAl)N e ferramentas com ponta de PcBN. Dentre os sistemas utilizados, o ar refrigerado por tubo de vórtice mostrou-se o mais adequado, pois proporcionou uma redução significativa na temperatura da peça, demonstrando uma excelente capacidade de remoção de calor.

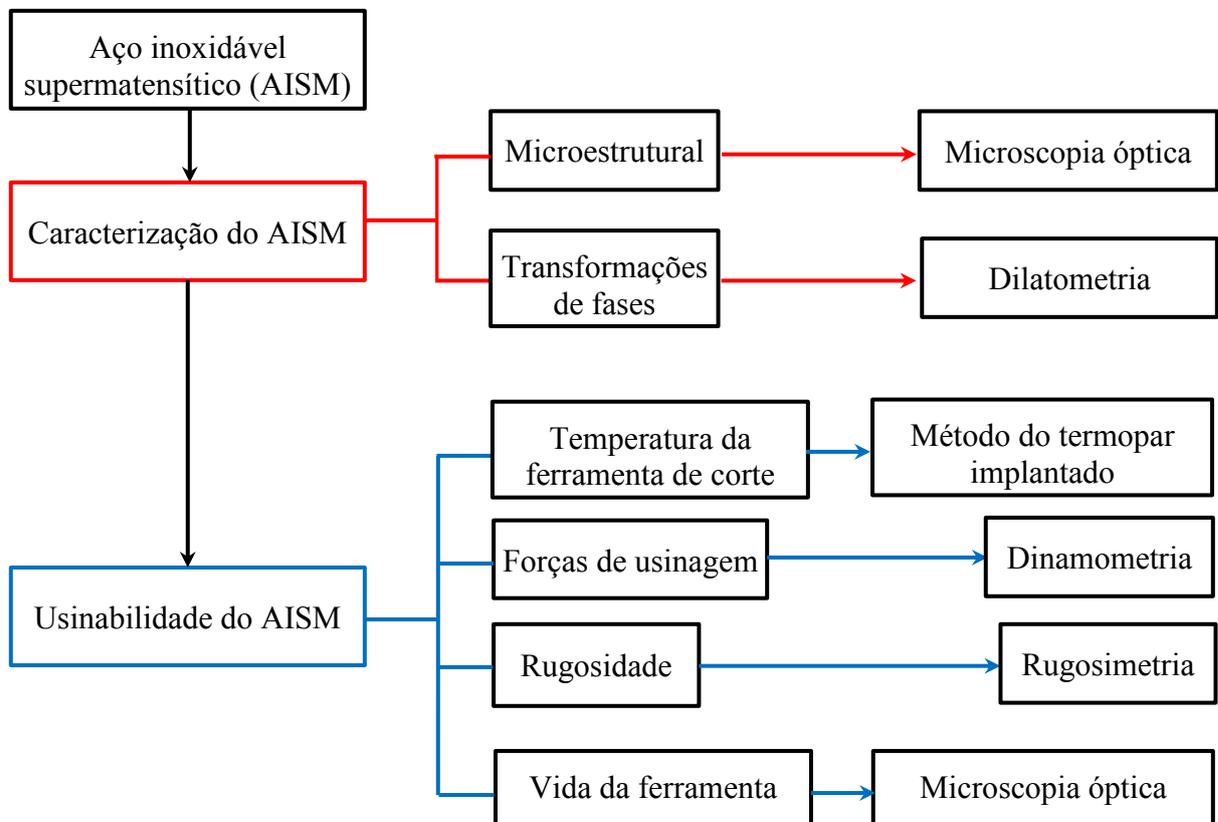
Durante o torneamento do aço API5X70 (geralmente utilizado como dutos pela indústria petrolífera) Arruda e Brandão (2018), relataram um aumento de aproximadamente 22% na vida da ferramenta de corte quando o sistema de tubo de vórtice foi utilizado em comparação com o corte a seco (na condição de velocidade de corte de 200 m/min, avanço de 0,2 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,8mm). Esse aumento foi ainda mais pronunciado (cerca de 32%) quando altas velocidades de corte foram utilizadas (600m/min).

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo descreve os materiais, equipamentos e a metodologia utilizados no desenvolvimento do trabalho. O aço inoxidável supermartensítico (AISM) foi caracterizado por meio de análises microestrutural e estudo de transformações de fases, enquanto que os testes de usinabilidade foram realizados por meio do torneamento do AISM empregando diferentes condições de lubrificação. O fluxograma da Figura 4.1 descreve sistematicamente os procedimentos realizados para confecção deste trabalho.

O ensaio metalográfico foi realizado no Laboratório de Ensaio e Análise em Materiais - LAMAT do SENAI Itaúna CETEF Marcelino Corradi. Os ensaios de dilatométrica foram realizados no Instituto de Metalurgia e Ligas Especiais do Centro de Inovação e Tecnologia – CIT SENAI Belo Horizonte. Os testes de usinagem do AISM foram realizados no Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

Figura 4.1: Fluxograma dos procedimentos realizados



Fonte: Próprio autor

4.1 Materiais

O material utilizado como corpo de prova foi o aço inoxidável supermartensítico (AISM) normalmente encontrado no mercado sob a denominação Super Cromo 13. Sua composição química pode ser observada na Tabela 4.1. O material foi adquirido em forma de tubo sem costura, temperado e revenido, com dureza média de 275 HV. Foram utilizados tubos com diâmetro externo de 165 mm, diâmetro interno de 100 mm e comprimento de 155 mm.

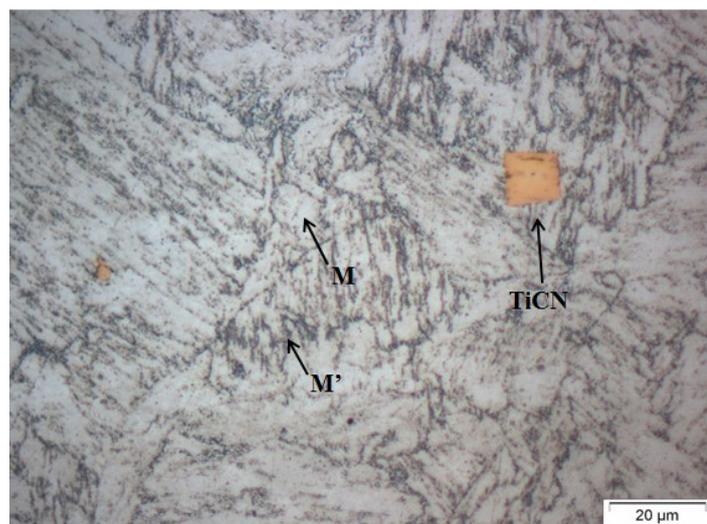
Tabela 4.1: Composição química (% em massa) do aço AISM

C	Cr	Mo	Ni	Mn	P	S	N	Si	Cu	Ti	Fe
0,014	11,75	1,93	5,55	0,49	0,02	0,004	0,02	0,26	0,11	0,14	bal.

Fonte: Santos, (2019).

A microestrutura do AISM é mostrada na Figura 4.2 (após ataque químico por reagente Villela), onde é possível observar a presença de martensita nova (M), martensita revenida (M') e partículas não metálicas do tipo TiCN. Além disso, ripas de martensita são facilmente observadas ao longo do material.

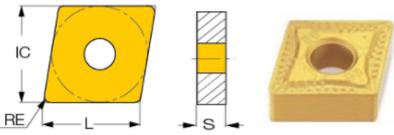
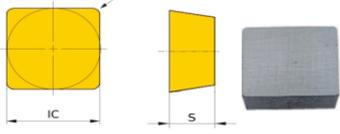
Figura 4.2: Microestrutura do aço inoxidável supermartensítico



Fonte: Próprio autor

Os ensaios de torneamento foram realizados com duas classes de ferramentas de corte. Para os testes de medição de temperatura de usinagem foi utilizado o inserto de metal duro classe ISO P10-30 (Iscar 9015) revestido com TiCN + Al₂O₃ + TiN por CVD. O inserto apresenta geometria ISO CNMG 120408-GN com quebra cavacos MM e foi montado em um porta-ferramenta código ISO DCLNR2020-K12. Já para os demais testes (força de usinagem, rugosidade da peça e vida da ferramenta) foi utilizado o inserto de metal duro classe ISO M45 (Mitsubishi UTi20T) sem revestimento com geometria ISO SPMN120308, montado em um porta-ferramenta Iscar CSDPN 2020K-12CEA. A Tabela 4.2 apresenta as geometrias dos insertos utilizados.

Tabela 4.2: Geometria dos insertos utilizados nos testes de torneamento

Ferramenta	Ângulo efetivo de	Símbolo	Graus	Dimensões	(mm)
 <p>Iscar 9015</p>	posição principal	Xr	40°	IC	12,70
	saída	γ_o	-6°	L	12,90
	inclinação	λ_s	5°	RE	0,80
	ponta	ϵ_r	80°	S	4,76
	folga	α	6°		
 <p>Mitsubishi UTi20T</p>	posição principal	Xr	45°	IC	12,70
	saída	γ_o	0°	RE	0,80
	inclinação	λ_s	5°	S	3,18
	ponta	ϵ_r	90°		
	folga	α	11°		

Fonte: Iscar (2020); Mitsubishi (2020).

Para a condição de torneamento utilizando o método por jorro, foi empregado o fluido de corte sintético Petronas MECAFLUID S 3000 com concentração de 5% e sua vazão foi mantida em 5,2 L/min com pressão de 1,1 bar.

4.2 Equipamentos

O detalhamento dos equipamentos utilizados em cada etapa experimental é apresentado a seguir.

4.2.1 Caracterização do AISM

A caracterização microestrutural foi realizada com referência à norma ABNT NBR 15454:2007. Foi utilizado o microscópio ótico Olympus GX51 para análise metalográfica, conforme ilustra a Figura 4.3.

Figura 4.3: Microscópio ótico Olympus GX51



Fonte: Próprio autor

Com intuito de determinar as temperaturas de transformação de fases durante o aquecimento e o resfriamento do aço inoxidável supermartensítico foram realizados testes dilatométricos sem deformação por meio do dilatômetro TA Instruments, modelo DIL 805 A/D/T. A Figura 4.4(a) ilustra o dilatômetro utilizado nos ensaios e a Figura 4.4(b) mostra sua estrutura interna durante aquecimento por indução.

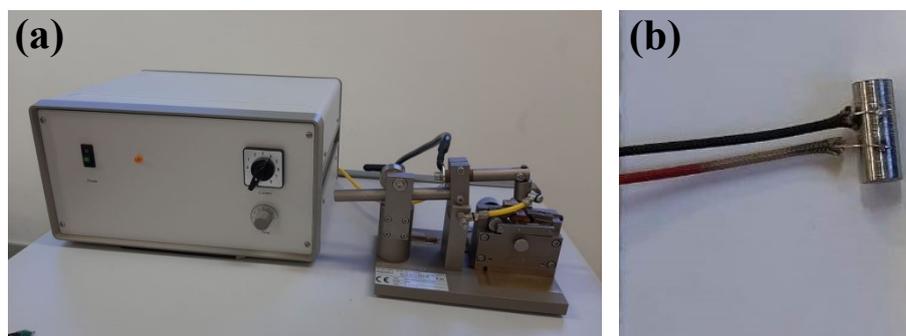
Figura 4.4: Dilatômetro DIL 805 A/D/T: (a) dilatômetro e (b) detalhe interno



Fonte: Próprio autor

Para aquisição da temperatura durante os ensaios dilatométricos foram utilizados termopares do tipo S. Os termopares foram soldados aos corpos de prova por meio de soldagem a ponto por resistência. Durante o processo de soldagem o gás Hélio foi utilizado como proteção contra oxidação. A Figura 4.5(a) mostra a máquina utilizada para soldagem do termopar no corpo de prova e o detalhe do termopar já soldado na amostra é mostrado na Figura 4.5(b).

Figura 4.5: Máquina de soldagem a ponto por resistência (a) e termopar soldado na amostra (b)



Fonte: Próprio autor

4.2.2 Usinabilidade do AISM

Os experimentos de torneamento foram realizados em um torno Romi modelo Centur 30S, com potência de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm, conforme mostra a Figura 4.6. O torno é equipado com comando numérico computadorizado MACH 9.

Figura 4.6: Torno utilizado nos testes de usinabilidade do AISM

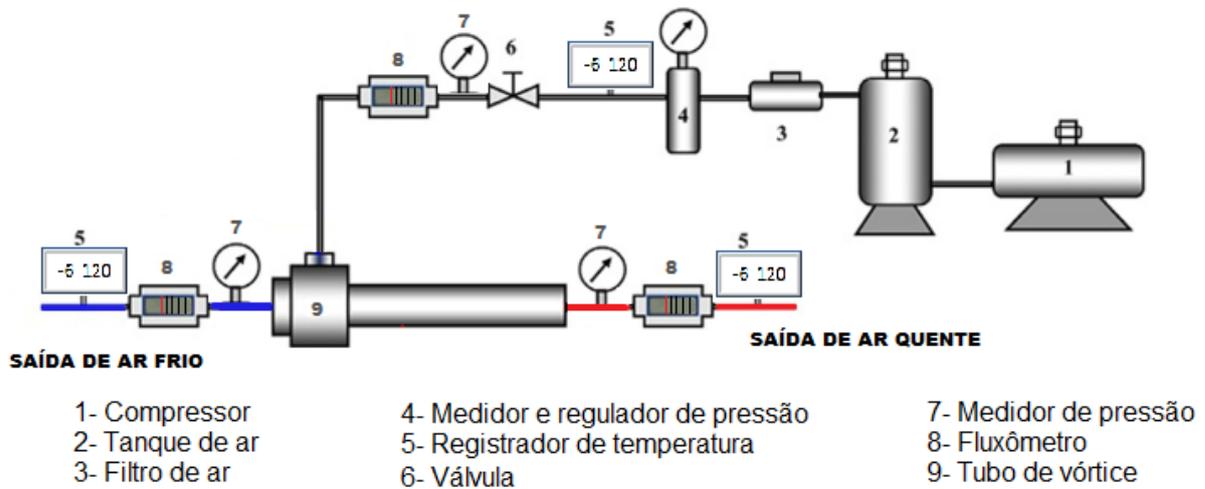


Fonte: Próprio autor

Três condições de lubrificação foram testadas: corte a seco, jorro e ar comprimido refrigerado. Na condição de lubrificação por jorro utilizou-se o sistema do próprio torno composto por uma bomba com potência de 560 W e um reservatório com capacidade de 65 litros.

A Figura 4.7 mostra a configuração do sistema de refrigeração por ar frio, onde são ilustrados os principais equipamentos utilizados em sua montagem.

Figura 4.7: Configuração experimental do sistema de refrigeração por ar frio



Fonte: Próprio autor

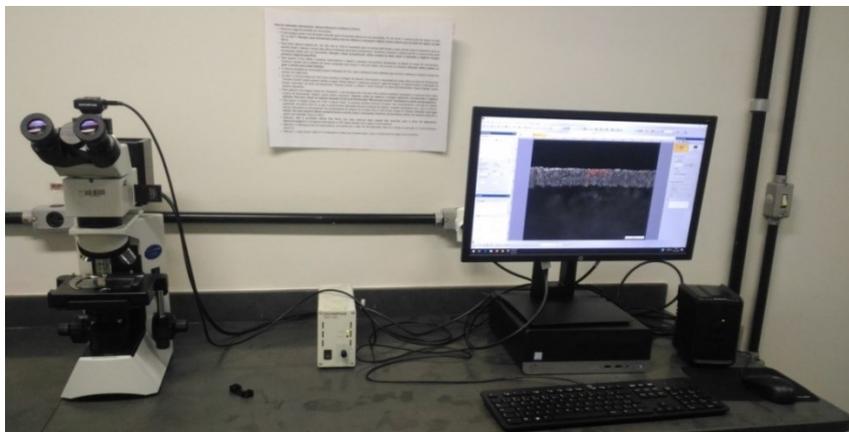
Conforme representado na Figura 4.7, para alimentar o sistema de refrigeração por ar comprimido refrigerado foi utilizado o compressor de ar (1) Chicago Pneumatic Red Power, modelo CPB 30-8 com capacidade de 3,0 m³/min e pressão máxima de 8 bar. O ar comprimido é armazenado no tanque (2) e depois de passar pelo filtro (3) sua pressão é verificada e regulada por meio do medidor e regulador de pressão (4). A válvula (6) é acionada no início e no final do teste. O ar comprimido é admitido tangencialmente no tubo de vórtice (9) em alta velocidade e um fluxo turbulento é gerado devido à estrutura do tubo. Após a separação do fluxo e da energia, o ar mais frio sai do confinamento através de um orifício circular central localizado em um dos lados da extremidade do tubo e o ar quente sai na outra extremidade próxima à área periférica. Para a medição das grandezas físicas, na entrada e na saída do tubo de vórtice (9) foram utilizados os seguintes equipamentos: manômetro WEISS (7) com faixa de medição de 0 a 11 bar, fluxômetro de área variável LAKE (8), registrador de temperatura 88598 AZ tipo k com 4 canais (5) e termopares do tipo K.

A temperatura da ferramenta durante os testes de torneamento foi registrada por meio do *data logger* 88598 AZ auxiliado por um termopar Omega do tipo K com diâmetro de 0,25 mm e isolamento de teflon.

A intensidade das componentes da força de usinagem (força de corte, força de avanço e força passiva) durante as condições de torneamento em estudo foram obtidas por meio de um dinamômetro Kistler 9272 auxiliado por um amplificador de sinal Kistler 5073. Já a rugosidade do corpo de prova foi avaliada por meio do rugosímetro Taylor-Hobson modelo Surtronic 25.

Para medição do desgaste de flanco dos insertos foi utilizado o microscópio óptico Olympus CX31 auxiliado por uma fonte de alimentação externa Olympus TH4-100 e por uma câmera digital Olympus LC30, conforme ilustra a Figura 4.8. Antes de cada medição, foi feita a limpeza dos insertos por meio de banho ultrassônico utilizando uma lavadora por ultrassom Limp Sonic, modelo LS-1,3D-3/X. Por fim, para estudar os mecanismos de desgaste dos insertos, foi utilizado o microscópio eletrônico de varredura de feixe duplo FEI Quanta 3D FEG com detector EDS.

Figura 4.8: Configuração adotada para medição do desgaste de flanco dos insertos



Fonte: Próprio autor

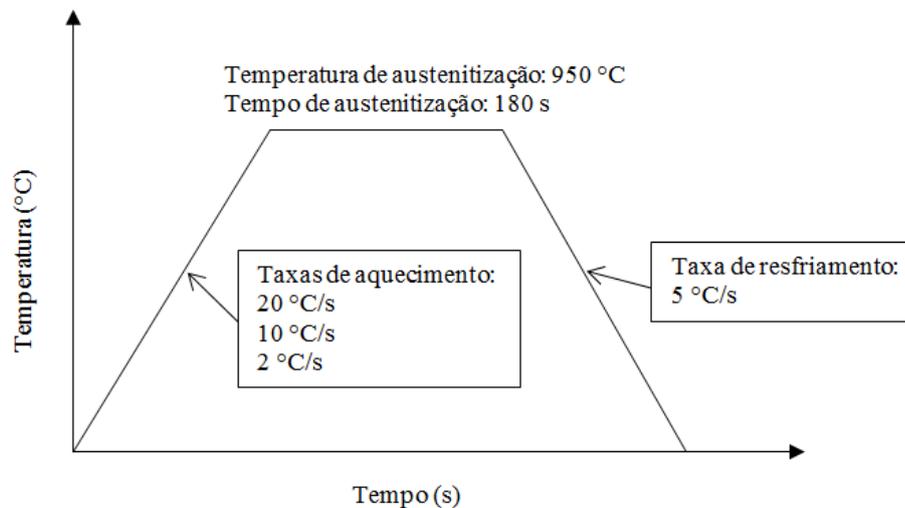
4.3 Métodos

Esta seção apresenta o desenvolvimento da metodologia adotada, onde são apresentadas as etapas de caracterização físico-química e usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico.

4.3.1 Dilatometria

Os testes dilatométricos foram realizados em três amostras do aço inoxidável supermartensítico para determinar as temperaturas de transformação durante aquecimento e resfriamento. Foram utilizados corpos de prova cilíndricos com 4 mm de diâmetro e 10 mm de comprimento. Para obtenção dos corpos de prova, tubos de aço inoxidável supermartensítico foram seccionados e em seguida, para alcançar a geometria desejada, o material passou pelo processo de torneamento. O aquecimento das amostras foi realizado por indução e o resfriamento foi feito na presença de gás Hélio. Estas amostras foram soldadas a termopares do tipo S para medição da temperatura em tempo real e controle do ciclo térmico. Todos os ensaios de dilatometria foram realizados sob alto vácuo (5×10^{-4} mbar) para evitar a oxidação dos corpos de prova. Durante os testes, foram utilizadas três diferentes taxas de aquecimento seguindo os ciclos térmicos descritos na Figura 4.9. Por meio dos dados obtidos durante o aquecimento e o resfriamento das amostras foi possível identificar as seguintes temperaturas: temperatura de início de transformação austenítica no aquecimento (Ac_1), temperatura final de transformação austenítica no aquecimento (Ac_2), temperatura de início de transformação martensítica (Ms) e temperatura final de transformação martensítica (Mf). Para determinar a temperatura exata, aplicou-se o método da primeira derivada na curva de dilatação versus temperatura.

Figura 4.9: Ciclos térmicos utilizados nos ensaios de dilatometria



Fonte: Próprio autor

4.3.2 Condições de torneamento

As condições de corte estão descritas na Tabela 4.3. Para cada condição de lubrificação, foram variados a velocidade de corte e o avanço. A profundidade de usinagem foi mantida constante ($a_p = 1,0$ mm) em todos os testes. Foi realizada uma réplica de cada experimento, totalizando trinta e seis testes. A sequência dos experimentos foi aleatorizada por meio do *software* Minitab 18.

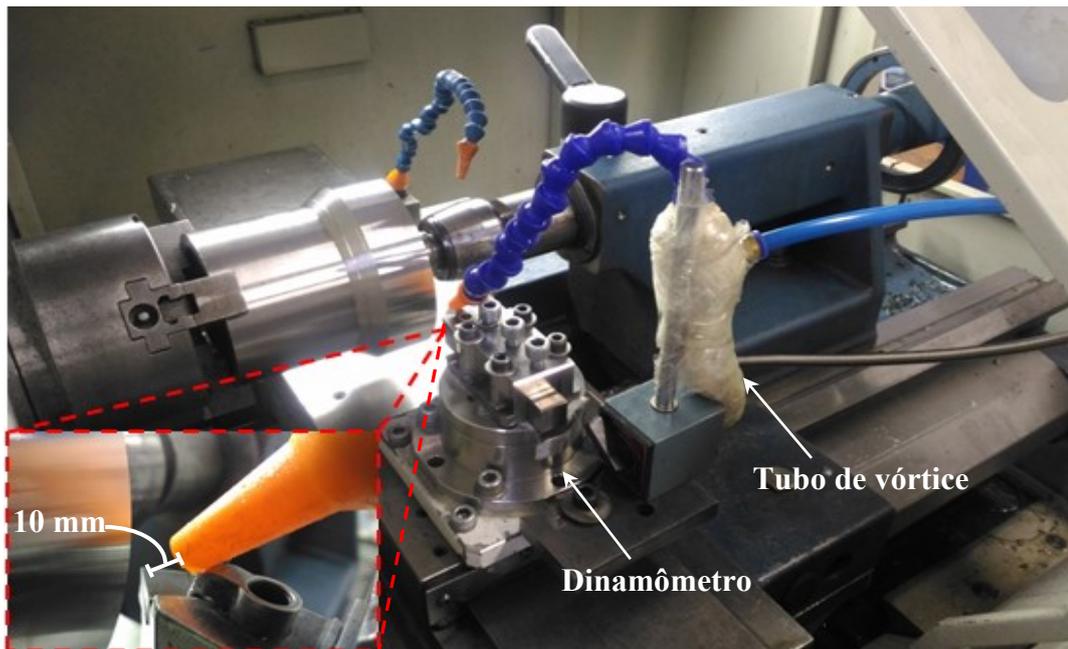
Tabela 4.3: Matriz experimental.

Condição de lubrificação	Parâmetros de corte	
	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)
Jorro	80	0,1
Ar refrigerado	120	0,3
Seco	160	

Fonte: Próprio autor

A montagem experimental para os testes de torneamento pode ser observada na Figura 4.10, onde é possível observar que a distância de aplicação dos fluidos de corte entre o bocal e a ferramenta foi mantida em 10 mm.

Figura 4.10: Montagem experimental



Fonte: Próprio autor

Na condição de lubrificação por ar comprimido refrigerado, foi utilizado um sistema com tubo de vórtice (Figura 4.7). O tubo de vórtice utilizado no sistema de refrigeração foi revestido com uma manta fibra de vidro com o intuito de diminuir as perdas térmicas para o ambiente. A temperatura do ar comprimido na entrada do tubo de vórtice foi de 20,8°C e na saída de ar frio a temperatura se manteve em -6,4 °C (a temperatura foi medida à aproximadamente 10 mm da saída do bocal) enquanto no lado quente foi de 51,2°C. A pressão no sistema foi mantida constante em 5,5 bar. A temperatura ambiente medida foi de 23,4°C e a vazão na saída de ar frio foi de 1570 L/min com pressão de 4,5 bar.

4.3.3 Medição da temperatura da ferramenta

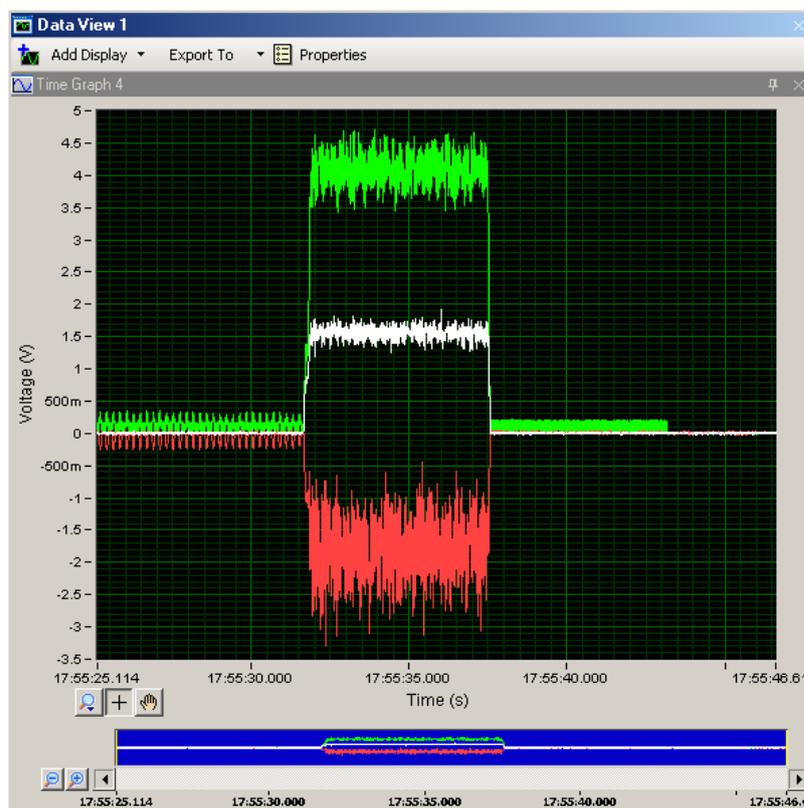
A temperatura da ferramenta foi obtida pelo método do termopar implantado. A taxa de amostragem do registrador de temperatura foi ajustada para uma amostra por segundo. Os dados foram registrados em um cartão SD e posteriormente transferidos para um computador pessoal para análise dos resultados. Para possibilitar a inserção do termopar, foi realizado um furo no inserto por meio do processo de eletroerosão, resultando em diâmetro de 1,2 mm e uma distância de aproximadamente 0,75 mm até a superfície de saída. Para maximizar a transferência de calor, foi utilizada pasta térmica no acoplamento do termopar no furo. Uma única aresta de corte foi utilizada para cada condição de avanço com intuito de garantir que a distância entre o termopar e a interface ferramenta-peça permanecesse constante para todas as condições de velocidade de corte e lubrificação testadas. Foi avaliado o tempo de corte para que a temperatura de corte atingisse um patamar considerado estável. Com isso, o tempo efetivo de corte adotado foi de 30 segundos para todas as condições testadas. O experimento foi conduzido em blocos aleatorizados com intuito de diminuir a influência do desgaste da ferramenta na temperatura de corte.

4.3.4 Medição das componentes da força de usinagem

Durante o torneamento do aço inoxidável supermartensítico foram coletados dados das componentes da força de usinagem: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p). Os dados foram coletados a uma taxa de aquisição de 200 Hz e por meio do *software* ManuWare o sinal foi processado e armazenado. A Figura 4.11 ilustra a interface do *software* ManuWare, onde pode ser observado que os dados são armazenados em valores de tensão

elétrica que posteriormente são convertidos em valores de força mecânica. O comprimento de corte foi de 20 mm para todas as condições testadas (Tabela 4.3).

Figura 4.11: Interface do *software* ManuWare

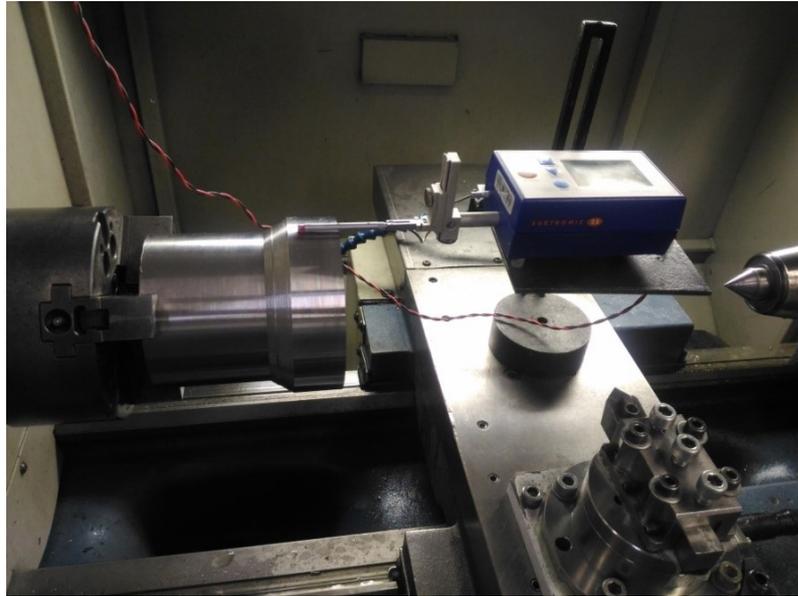


Fonte: Próprio autor

4.3.5 Medição da rugosidade da superfície torneada

Os parâmetros de rugosidade estudados foram: desvio médio aritmético (R_a) e altura máxima do perfil (R_z). Foi empregado o comprimento de amostragem de 0,8 mm para a condição de avanço de 0,1 mm/rev, enquanto que após o torneamento utilizando avanço de 0,3 mm/rev foi adotado comprimento de amostragem igual a 2,5 mm, conforme norma ISO 4288 (1996). Para cada teste, foram realizadas três medições equidistantes em aproximadamente 120° para posterior cálculo da média. Por meio da Figura 4.12 é possível observar a montagem do sistema de medição da rugosidade da peça após cada condição de torneamento. Observa-se que um suporte foi utilizado para possibilitar o alinhamento do apalpador do rugosímetro com a peça com intuito de realizar a medição dos parâmetros de rugosidade com a peça ainda presa na placa do torno.

Figura 4.12: Montagem do sistema de medição de rugosidade



Fonte: Próprio autor

4.3.6 Medição do desgaste dos insertos

Com intuito de avaliar a evolução do desgaste dos insertos durante o torneamento foram realizados testes em duas condições críticas de corte. Primeiramente foram utilizados os parâmetros de velocidade de corte igual a 160 m/min e em seguida aumentou-se a velocidade de corte para 200 m/min mantendo-se o avanço sempre em 0,1 mm/rev. Todas as condições de lubrificação foram testadas, juntamente com a condição de corte a seco. O critério utilizado para o fim de vida da ferramenta foi desgaste de flanco médio (VB_B) de 0,3 mm ou tempo de corte igual a 30 minutos, aplicando o primeiro a ocorrer, conforme a norma ISO 3685 (1993). O desgaste de flanco (VB_B) foi monitorado a cada 3 minutos de corte até que o critério de fim de vida fosse atingido. Para possibilitar a medição do desgaste de flanco, fez-se necessário a remoção do material aderido à aresta de corte. Para isso, antes de cada medição de desgaste os insertos foram imersos no reagente Nital com concentração de 3% por 30 minutos em uma lavadora por ultrassom. Em seguida o desgaste de flanco foi medido no microscópio óptico Olympus CX31 (Figura 4.8) com auxílio do *software* LCmicro. Quando o fim de vida da ferramenta foi atingido, foram obtidas imagens da área desgastada por meio do microscópio eletrônico de varredura de feixe duplo FEI Quanta 3D FEG operado com tensões de aceleração de 5 kV e 15 kV.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

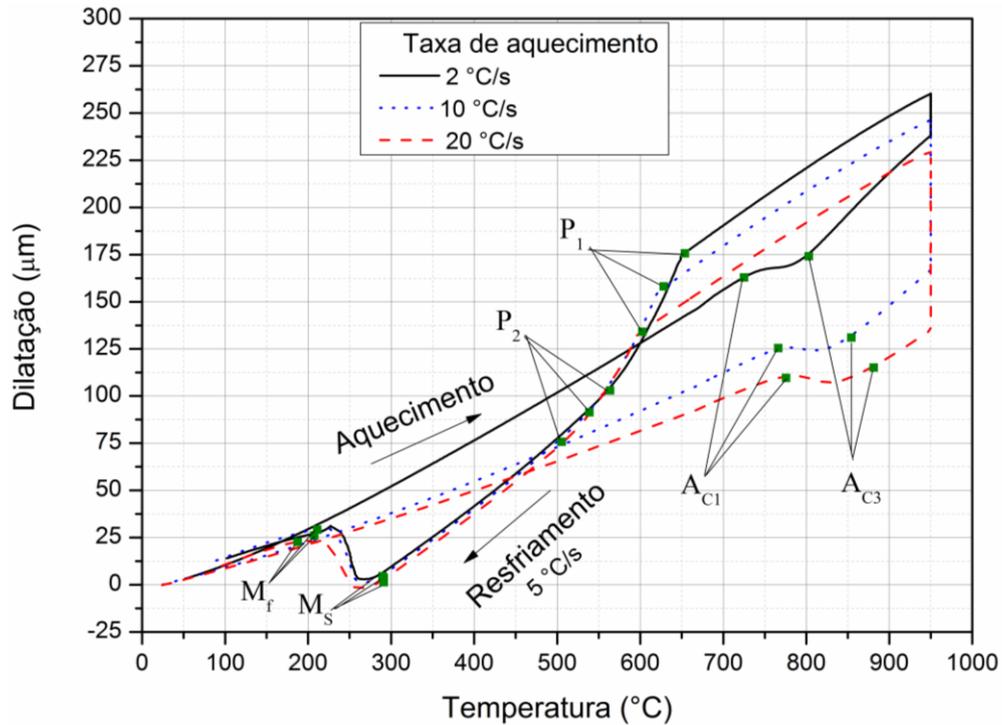
Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos e as discussões para caracterização do aço inoxidável supermartensítico e sua usinabilidade.

5.1 Dilatometria

A caracterização do material em condições de usinagem ainda é um desafio devido às altas taxas de deformação plástica e o rápido aquecimento envolvido durante o processo de corte, podendo exibir transformação fase, recristalização dinâmica e amaciamento térmico (LIANG; LIU; WANG, 2020; ZHANG et al., 2021). Nesse sentido, a técnica de dilatometria pode auxiliar no estudo do comportamento termodinâmico do material a ser usinado e, especificamente neste trabalho, ela foi utilizada para prever uma possível transformação de fase durante o torneamento do AISM.

Durante o aquecimento contínuo das amostras no dilatômetro, a variação dimensional (dilatação) e a mudança na temperatura foram registradas em função do tempo. As taxas de aquecimento foram realizadas simulando as condições de torneamento, conforme cada método de lubrificação utilizado, enquanto que a taxa de resfriamento utilizada foi de 5 °C/s simulando a condição de resfriamento a ar (ESCOBAR et al., 2017). As curvas que mostram a relação entre dilatação e temperatura estão representadas na Figura 5.1, onde Ac_1 representa a temperatura de início de transformação austenítica no aquecimento, Ac_3 a temperatura final de transformação austenítica no aquecimento, M_s temperatura de início de transformação martensítica, M_f temperatura final de transformação martensítica, P_1 temperatura de início de precipitação no resfriamento e P_2 temperatura final de precipitação no resfriamento e seus valores são representados na Tabela 5.1. Os gráficos das derivadas utilizadas para obtenção exata dos pontos analisados são demonstrados no Apêndice A (Figuras A.1, A.2 e A.3).

Figura 5.1: Curvas de dilatação para o AISM



Fonte: Próprio autor.

Tabela 5.1: Temperaturas de transformação de fase durante aquecimento e resfriamento do AISM

Taxa de aquecimento (°C/s)	Ac ₁ (°C)	Ac ₃ (°C)	P ₁ (°C)	P ₂ (°C)	M _s (°C)	M _f (°C)
2	726	801	658	569	286	209
10	761	851	628	527	282	207
20	772	858	602	501	283	190

Fonte: Próprio autor.

A transformação de martensita (fase M', cúbica de corpo centrado) em austenita (fase γ , cúbica de face centrada) durante o aquecimento do AISM causa uma redução significativa de volume (contração) que é caracterizada pelo seu início em Ac₁ e término em Ac₃. De acordo com Bojack et al., (2012) a formação de austenita é uma transformação difusional e, portanto, espera-se que a variação da taxa de aquecimento influencie a cinética de crescimento da austenita. Por meio da Figura 5.1 é possível observar que para taxas de aquecimento menores, a temperatura Ac₁ também é menor. Esse fato é explicado pela variação do tempo de difusão, ou seja, uma taxa de aquecimento menor aumenta o tempo de difusão e, portanto, diminui a temperatura de nucleação e crescimento da austenita. Resultado semelhante foi relatado por trabalhos anteriores onde o aumento da taxa de aquecimento tem

como consequência o aumento da temperatura de transformação austenítica (BOJACK et al., 2016; NIESSEN et al., 2017).

Em um estudo sobre a ocorrência de transformação de fase durante a usinagem, Mondelin *et al.*, (2014) propuseram um modelo com intuito de determinar a cinética de austenitização de um aço inoxidável martensítico AISI S15500, onde foram realizados testes de dilatométrica sem deformação (altas taxas de aquecimento e resfriamento foram utilizadas com intuito de simular a condição de torneamento). Os autores relataram que a transformação austenítica não tem tempo de ocorrer significativamente durante o torneamento do AISI S15500 sob condições de corte típicas. Entretanto, vale ressaltar que o modelo proposto não considera o efeito da taxa de deformação sobre a transformação de fase. Dessa forma, destaca-se que além da taxa de aquecimento e da temperatura de corte, as altas taxas de deformação envolvidas no processo de corte exercem grande influência na característica termomecânica da peça e podem influenciar consideravelmente uma possível transformação de fase durante o torneamento. Nesse sentido, é esperado que a presença de tensões de cisalhamento e altas taxas de deformação plástica reduzam a temperatura de transformação austenítica. Com auxílio do *software* de elementos finitos ABAQUS, Ramesh e Melkote (2008) desenvolveram um modelo termomecânico do corte ortogonal do aço AISI 52100. Os autores relataram que utilizando velocidade de corte igual a 243,84 m/min e avanço igual a 0,178 mm/rev, a temperatura final transformação austenítica A_{c3} foi reduzida em 25,16% em relação à temperatura nominal de transformação austenítica (A_{c3} sem deformação) indicando uma influência significativa das tensões de corte sobre a transformação de fase.

É amplamente difundido que o Ni reduz a temperatura na qual a austenita é estável, dessa forma, Bojack et al., (2012) relataram que a transformação austenítica pode ocorrer em dois estágios, sendo que as regiões ricas em Ni são transformadas em austenita primeiro durante o aquecimento, seguidas pelas regiões depletadas de Ni que ocorre em temperaturas mais altas. Esse fenômeno não foi observado no presente estudo, conforme pode ser observado na Figura 5.1. Isso foi atribuído à homogeneidade do AISM em estudo.

Devido à extrema temperabilidade dos AISM, sua microestrutura apresenta-se quase totalmente martensítica após o resfriamento, partindo da austenitização acima da temperatura A_{c3} . O Ti é acrescido à liga para diminuir o teor de carbono e nitrogênio em solução sólida e, além disso, devido a sua maior afinidade com carbono e nitreto em relação ao cromo, sua presença em quantidade suficiente no aço pode fazer com que todo carbono e nitrogênio precipitem como carbonitretos de titânio para evitar a precipitação de carboneto de cromo.

Além disso, a adição de Ti ao AISM pode favorecer o refinamento microestrutural da liga aumentando sua resistência mecânica (LIAN et al., 2015). A contração indicada pelo início em P_1 e término em P_2 é atribuída ao fenômeno de precipitação interfase durante o resfriamento, que por sua vez altera as propriedades mecânicas do AISM. O surgimento de carbonitreto de titânio (como os apresentados na Figura 4.2) de elevada dureza na matriz martensítica do AISM influencia positivamente a resistência à corrosão por pite, no entanto, favorece negativamente o torneamento do AISM onde o desgaste abrasivo da ferramenta de corte é promovido.

A expansão volumétrica devido à transformação martensítica pode ser facilmente visualizada por meio da Figura 5.1, onde as temperaturas de início (M_s) e final (M_f) de transformação martensítica encontram-se bem acima da temperatura ambiente, indicando que o AISM possui estrutura martensítica estável termodinamicamente na temperatura ambiente. Destaca-se que, para as três condições testadas, as temperaturas de transformação martensíticas foram semelhantes. Esse resultado era esperado, visto que, o mecanismo de transformação martensítica é um mecanismo adifusional de cisalhamento (NISHIYAMA, 2012). No entanto, como o torneamento do AISM envolve altas taxas de cisalhamento, espera-se que a temperatura M_s tem seu valor elevado durante o processo de corte, visto que a deformação por cisalhamento auxilia na transformação martensítica. Nesse sentido, uma mudança nos parâmetros de corte tem como consequência a mudança na temperatura de transformação martensítica. Este fato exige maiores investigações, no entanto, atualmente existem barreiras no estudo da transformação martensítica durante o torneamento devido à dificuldade de obtenção de dados para a transformação de fase *in situ*, uma vez que, além de altas taxas de deformação, elevadas taxas de aquecimento e resfriamento estão envolvidas no processo de torneamento.

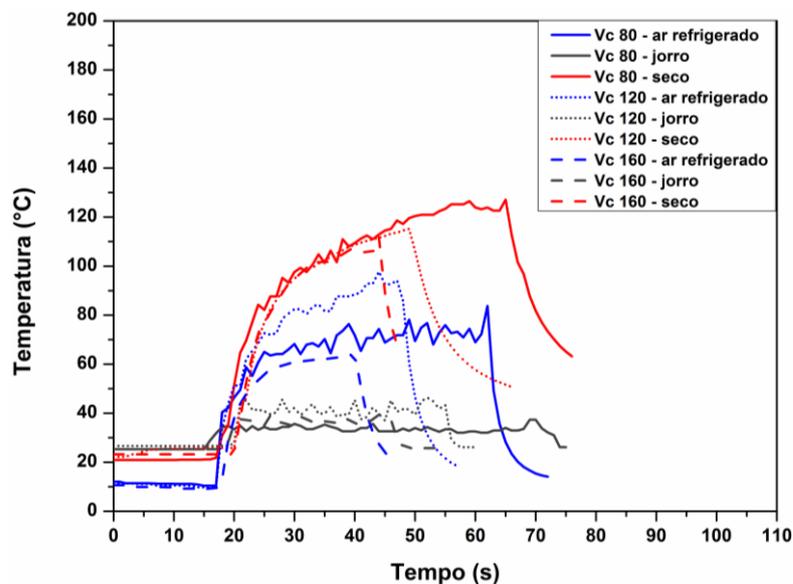
5.2 Temperatura da ferramenta de corte

Os perfis de temperatura da ferramenta de corte registrados durante o torneamento utilizando avanço de 0,1 mm/rev são mostrados na Figura 5.2. Observa-se que o meio lubrificante influenciou diretamente a temperatura, sendo que a condição de corte a seco proporcionou o maior patamar de temperatura (cerca de 115 °C) seguida pela condição de corte utilizando ar refrigerado (cerca de 75 °C) e jorro (cerca de 40 °C). O corte a seco é incapaz de resfriar a zona de corte de maneira eficaz devido à limitação do processo de

transferência de calor por convecção natural. Por outro lado, o ar comprimido refrigerado pode promover a redução da temperatura de corte por meio da convecção forçada (INCROPERA e WITT, 2002). Além disso, a redução da temperatura na zona de corte é facilitada pela troca de calor entre o ar refrigerado de baixa temperatura e a ferramenta de corte. Ademais, o fluxo de ar comprimido pode favorecer a remoção do cavaco da zona de corte. E por sua vez, a solução aplicada por jorro convencional alia simultaneamente lubrificação e arrefecimento, promovendo a redução do atrito entre a ferramenta e a peça, levando a uma redução ainda maior na temperatura de corte.

Para o corte a seco notou-se que a temperatura da ferramenta apresentou a mesma tendência para todas as velocidades de corte utilizadas. Por outro lado, quando foram utilizados os meios lubrificadorrefrigerantes solução (jorro) e ar refrigerado, houve um aumento aparente da temperatura da ferramenta quando foi utilizada a velocidade de corte de 120 m/min em relação às demais velocidades de corte. A variação da velocidade de corte interfere diretamente no sistema tribológico envolvido nas interfaces entre cavaco, ferramenta e peça e, além disso, o mecanismo de formação de cavaco é afetado. Dessa forma, percebe-se a complexidade dos fenômenos envolvidos no processo de corte e neste caso, ressalta-se sua não linearidade. Portanto, o fato da velocidade intermediária (120 m/min) promover maiores temperaturas quando foram utilizados meios lubrificadorrefrigerantes, pode estar atrelado à possível formação de aresta postiça de corte na condição de corte utilizando velocidade de corte de 160 m/min que por sua vez modifica as condições de interface podendo reduzir a temperatura de corte.

Figura 5.2: Temperatura da ferramenta durante o torneamento com avanço de 0,1 mm/rev

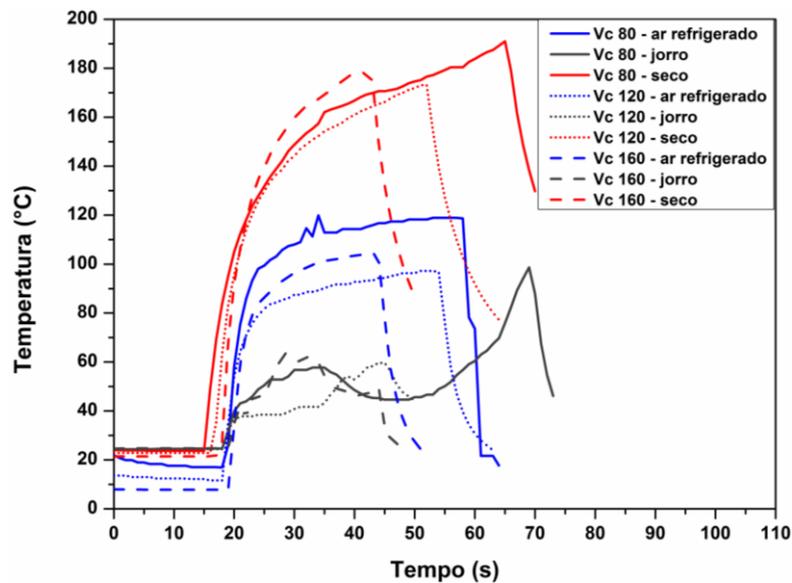


Fonte: Próprio autor

A Figura 5.3 ilustra a temperatura da ferramenta durante o torneamento do AISM utilizando avanço de 0,3 mm/rev. Observa-se que a condição de corte a seco proporcionou os maiores patamares de temperatura (cerca de 170 °C), seguida pela condição de corte utilizando ar refrigerado (cerca de 100 °C) e pelo método de lubrificação por jorro (cerca de 50 °C), respectivamente. Esse resultado comprova a eficiência dos métodos de lubrificação empregados com relação à redução da temperatura durante o torneamento, nas condições de corte testadas.

Durante o torneamento do AISM utilizando avanço de 0,3 mm/rev e velocidade de corte mais baixa (80 m/min), temperaturas mais altas foram observadas quando os métodos de lubrificação foram aplicados. Isso provavelmente se deve ao sistema tribológico envolvido no processo de corte, onde a condição de baixa velocidade de corte por vezes pode apresentar alto coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça/cavaco, gerando condições de adesão de material na zona de corte, e consequentemente, ocorre o aumento da energia total do sistema, resultando em um acréscimo na geração de calor e maior temperatura.

Figura 5.3: Temperatura na ponta da ferramenta durante o torneamento com avanço de 0,3 mm/rev



Fonte: Próprio autor

Observa-se que as curvas de temperatura têm uma similaridade de forma para ambos os avanços, enquanto a amplitude se difere. O aumento no avanço provoca um aumento da temperatura na ponta da ferramenta para ambos os fluidos de corte, incluindo a condição de corte a seco. A taxa de remoção de material aumenta com o aumento do avanço e

consequentemente, a energia envolvida no corte também aumenta. Já a velocidade de corte afetou o comportamento da temperatura de forma desproporcional para ambos os avanços.

Foi verificado que existe uma diferença entre as taxas em que a temperatura de corte aumenta até a sua estabilização para cada condição de lubrificação. Para o corte a seco a taxa de aquecimento variou de 7,5 °C/s a 23,2 °C/s enquanto que nas condições de lubrificação utilizando ar refrigerado de 4,7 °C/s a 10,6 °C/s e solução (jorro) de 2,3 °C/s a 3,9 °C/s respectivamente. Desta forma, possivelmente a aplicação de fluidos de corte pode interferir diretamente no estado termodinâmico da liga durante o torneamento.

5.3 Componentes da força de torneamento

Por meio da dinamometria foi possível obter as componentes da força de torneamento bem como avaliar a influência de cada parâmetro de corte sobre o comportamento de cada componente. Dessa forma, as componentes da força de torneamento serão discutidas na seguinte ordem: força de corte, força de avanço e força passiva.

Para validação dos resultados, foi realizada a análise estatística por meio de análise de variância (ANOVA) seguida de testes de comparações múltiplas entre as médias por meio do teste Tukey. Essa análise foi realizada para um nível de significância de 5%. A proporção de cada parâmetro do modelo foi calculada, indicando a contribuição e o grau de influência sobre as variáveis de saída. Os resultados significativos caracterizados pelo valor $p \leq 0,05$ foram destacados. Os dados experimentais obtidos estão representados na Tabela B.1 do Apêndice B.

5.3.1 Força de corte

Foi feito inicialmente o teste de Anderson-Darling por meio do *software* Minitab 18.1 com intuito de avaliar a distribuição dos resíduos da força de corte e, por consequência, o grau de ajuste do modelo. Além disso, para comprovar a validade do modelo, também foram feitas análises dos resíduos quanto aos valores ajustados e a ordem de observação. O resultado dos testes pode ser verificado no Anexo C deste trabalho. Os resíduos da força de corte apresentaram distribuição normal, caracterizado pelo valor de p maior do que o nível de significância (0,05). Ademais, os resíduos possuem independência entre os valores ajustados, sugerindo que não há diferença significativa nas variações dos diferentes níveis

compreendendo em boa homogeneidade dos dados e, além disso, eles se encontram aleatoriamente distribuídos ao longo do experimento indicando que a aleatorização dos experimentos teve como efeito a minimização da influência de fatores externos. Igualmente, foi verificada a homoscedasticidade dos dados, onde o modelo de Levene foi utilizado com nível de significância de 5%. O valor de p obtido foi de 0,70 resultando na não rejeição da hipótese nula, ou seja, todas as variâncias são iguais, confirmando assim a validade do modelo.

A força de corte foi a principal componente que afetou a força de usinagem (força resultante), sendo cerca de duas vezes maior do que as forças de avanço e passiva, conforme pode ser observado na Tabela B.1 do Apêndice B. O resultado da análise de variância para a força de corte pode ser observado na Tabela 5.2. O coeficiente de correlação R^2 indica que o modelo é capaz de descrever em 99,62% o comportamento da força de corte (F_c). Observa-se que os parâmetros avanço (f), velocidade de corte (v_c) e a interação entre avanço e velocidade de corte ($f * v_c$) influenciaram significativamente e em ordem decrescente o comportamento da força de corte. Além disso, o método de lubrificação empregado não foi capaz de influenciar estatisticamente a força de corte. Foi relatado em trabalhos anteriores que a profundidade de usinagem e o avanço são os principais fatores que influenciam a força de corte, sobretudo porque um incremento nesses parâmetros levam a um aumento na área da seção de corte (MEDDOUR et al., 2015).

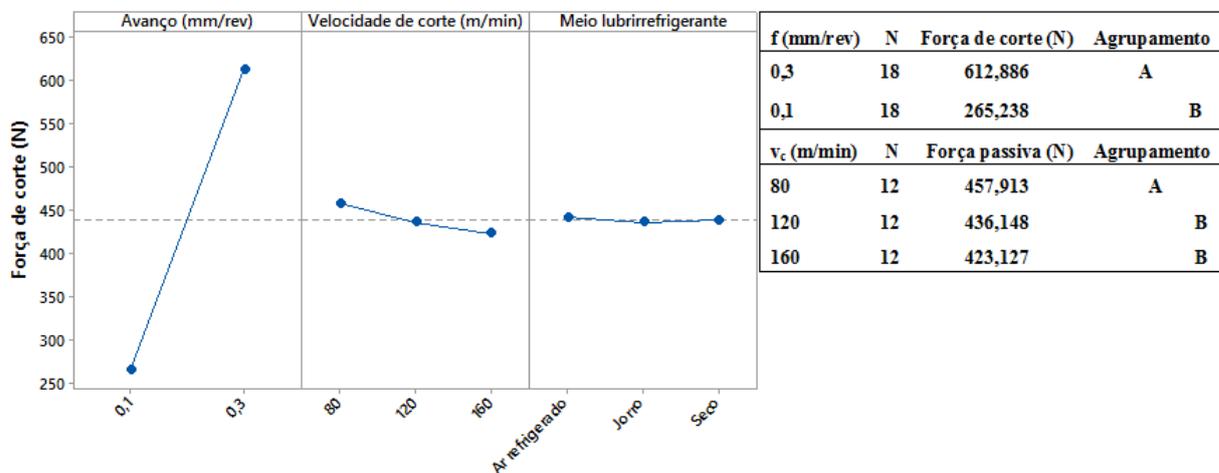
Tabela 5.2: Análise de variância para a força de corte

Parâmetro/interação	GL	SQ Seq	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P	Contribuição
f	1	1087731	1087731	1087731	4956,46	0,000	98,58%
v_c	2	7413	7413	3707	16,89	0,000	0,67%
Meio lubrificante	2	173	173	86	0,39	0,680	
$f * v_c$	2	1661	1661	830	3,78	0,043	0,15%
$f * \text{Meio lubrificante}$	2	717	717	359	1,63	0,223	
$v_c * \text{Meio lubrificante}$	4	1038	1038	259	1,18	0,352	
$f * v_c * \text{Meio lubrificante}$	4	679	679	170	0,77	0,556	
Erro	18	3950	3950	219			
Total	35	1103362					
	S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)		
	14,8141	99,64%	99,30%	15800,9	98,57%		

Fonte: Próprio autor.

Por meio da Figura 5.4 é possível observar os efeitos dos principais parâmetros que afetam F_c . Pode-se perceber que a força de corte aumenta com o aumento do avanço e em geral diminui com o aumento da velocidade de corte, enquanto que nenhuma variação no comportamento de F_c é observada com a mudança do método de lubrificação. Sobretudo, a menor força de corte é obtida com o menor avanço (0,1mm/rev) associado a maiores velocidades de corte (120 m/min e 160 m/min). Esse fato foi comprovado por meio do teste Tukey, conforme ilustra os quadros da Figura 5.4 (as médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes).

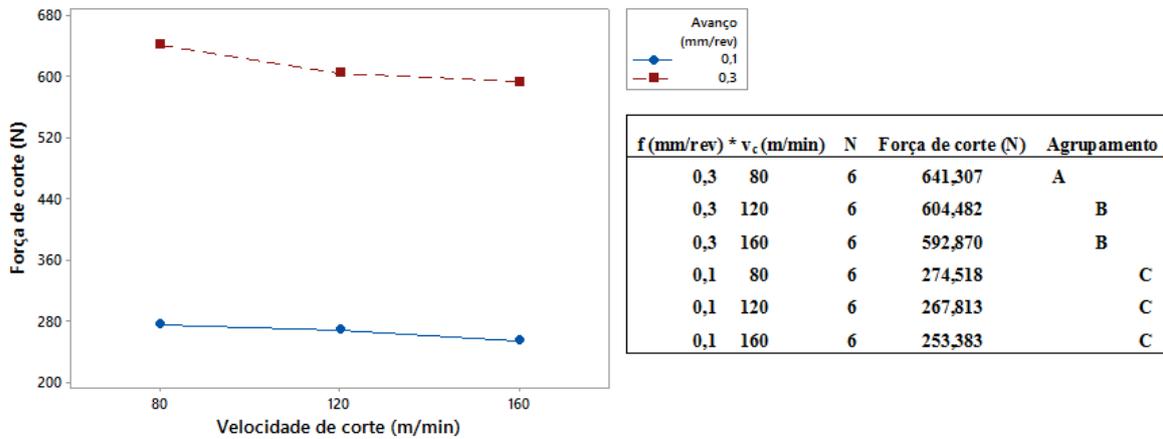
Figura 5.4: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força de corte



Fonte: Próprio autor.

Por meio do gráfico da Figura 5.5 é possível observar a influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre a força de corte. A condição de avanço de 0,1 mm/rev é claramente a condição que produz as menores forças de corte independente da velocidade de corte. Nota-se que não houve diferença significativa entre as diferentes velocidades de corte quando utilizado avanço de 0,1 mm/rev. Por outro lado, quando utilizado o avanço de 0,3 mm/rev obteve-se maiores forças de corte, sendo que a associação com a velocidade de corte de 80 m/min destaca-se das demais velocidades, produzindo forças de corte ainda maiores. Esse fato pode ser observado por meio da inclinação da curva referente ao avanço de 0,3 mm/rev na Figura 5.5 e pela confirmação do teste Tukey (Figura 5.5).

Figura 5.5: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre F_c



Fonte: Próprio autor.

O aumento da velocidade de corte leva ao aumento da taxa na qual a energia é consumida por meio da deformação plástica e, portanto, aumenta a taxa de calor gerado na zona de corte, podendo reduzir a resistência ao cisalhamento do material ocasionando uma menor força de corte. Já um incremento no avanço proporciona o aumento da área da seção de corte, tendo como consequência o aumento da força de corte. Consequentemente um aumento considerável na temperatura de corte é observado (conforme demonstrado na Figura 5.3).

A transformação de martensita em austenita durante o torneamento causa o aumento aparente da ductilidade do material da peça tendo como consequência a redução da tensão de fluxo e das forças de usinagem. De acordo com Ramesh e Melkote (2008), esse aparente aumento na ductilidade pode ser explicado como um efeito da pseudo-plasticidade que surge da mudança na tensão limite de escoamento do material ao longo da faixa de temperatura de transformação austenítica. Portanto, com a redução da taxa de aquecimento devido à aplicação de fluidos de corte, a temperatura de início de transformação austenítica é reduzida e com isso o AISM pode sofrer amaciamento térmico em temperaturas inferiores diminuindo assim as forças de usinagem. Além disso, a aplicação de fluidos de corte favorece a redução do atrito relativo entre a ferramenta e a peça e reduz a temperatura de corte podendo diminuir ou até mesmo eliminar os mecanismos de desgastes da ferramenta ativados termicamente. Ademais, a redução da temperatura de corte pode fazer com que a temperatura do AISM não alcance a temperatura de início de transformação da austenita em ferrita delta, eliminando assim a possibilidade de retenção de ferrita delta após o resfriamento. A presença de ferrita delta é deletéria, atuando na redução da tenacidade (WANG et al., 2010) e da resistência à

corrosão do AISM (AQUINO; DELLA ROVERE; KURI, 2009). Dessa forma, sempre que possível sua presença no AISM deve ser evitada. Contudo, vale ressaltar que para uma redução na temperatura de corte, além da condição de lubrificação, deve ser levado em consideração o ajuste dos parâmetros de corte para cada operação de torneamento.

5.3.2 Força de avanço

Foram realizados testes de adequabilidade do modelo estatístico utilizado para o estudo da influência dos parâmetros de corte e método de lubrificação sobre a força de avanço da mesma forma que foi feito para a força de corte. O resultado dos testes pode ser verificado no Anexo C. Os valores dos resíduos apresentaram-se distribuídos em torno da linha de distribuição normal, sugerindo que os dados seguiram uma distribuição normal, esse fato é confirmado pelo valor de p (0,35) maior do que o nível de significância (0,05). Além disso, os resíduos apresentaram boa homogeneidade aleatorização. Ademais, o teste de Levene indicou que há homoscedasticidade dos dados, onde o valor de p observado foi de 0,158 (maior do que o nível de significância de 0,05). Dessa forma, considera-se que o modelo adotado é adequado para fornecer informações sobre o comportamento da força de avanço.

De modo geral, a força de avanço comporta-se de forma semelhante à força de corte onde é observado que o avanço é claramente o principal fator que influencia a força de avanço, no entanto, vale ressaltar que de acordo com a análise de variância, o fluido de corte interferiu de forma significativa na força de avanço, conforme ilustra a Tabela 5.3. Contudo, a contribuição do fluido de corte na força de avanço foi de apenas 0,70 %. Utilizando uma análise mais aprofundada, por meio do teste Tukey pode-se desconsiderar o efeito do fluido de corte na força de avanço, conforme ilustra a Figura 5.6 (agrupamentos que compartilham a mesma letra possuem médias estatisticamente iguais). Portanto, os fatores que influenciaram a força de avanço são: avanço (contribuição de 79,96%), velocidade de corte (contribuição de 15,76%) e interação entre velocidade de corte e avanço (contribuição de 1,30 %).

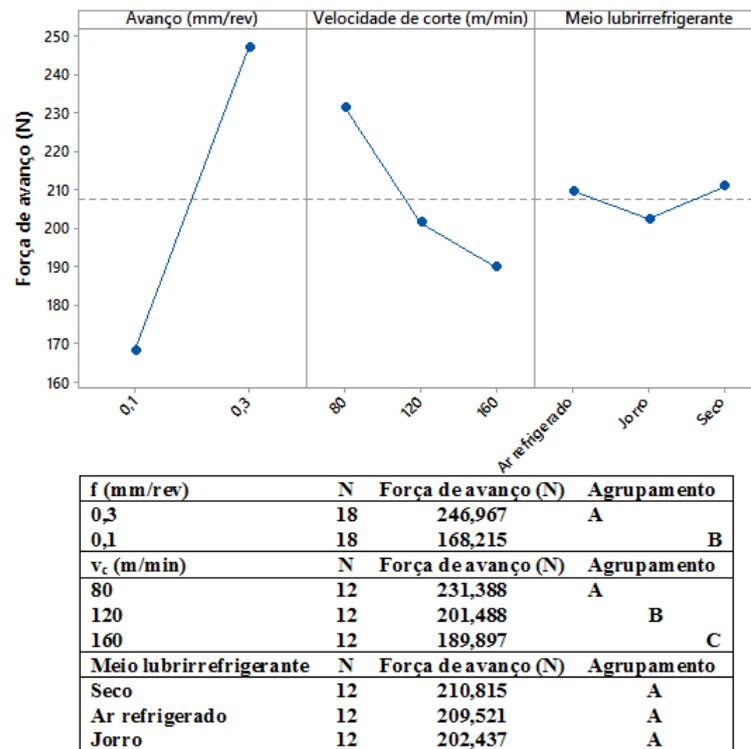
Tabela 5.3: Análise de variância para a força de avanço

Parâmetro/interação	GL	SQ Seq	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P	Contribuição
f	1	55817,2	55817,2	55817,2	858,85	0,000	79,96%
v_c	2	10999,7	10999,7	5499,9	84,63	0,000	15,76%
Meio lubrificador	2	488,1	488,1	244,1	3,76	0,043	0,70%
$f * v_c$	2	905,5	905,5	452,8	6,97	0,006	1,30%
$f * \text{Meio lubrificador}$	2	91,7	91,7	45,9	0,71	0,507	
$v_c * \text{Meio lubrificador}$	4	60,9	60,9	15,2	0,23	0,915	
$f * v_c * \text{Meio lubrificador}$	4	275,1	275,1	68,8	1,06	0,406	
Erro	18	1169,8	1169,8	65,0			
Total	35	69808,1					

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2 (pred)
8,06168	98,32%	96,74%	4679,33	93,30%

Fonte: Próprio autor.

Figura 5.6: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força de avanço



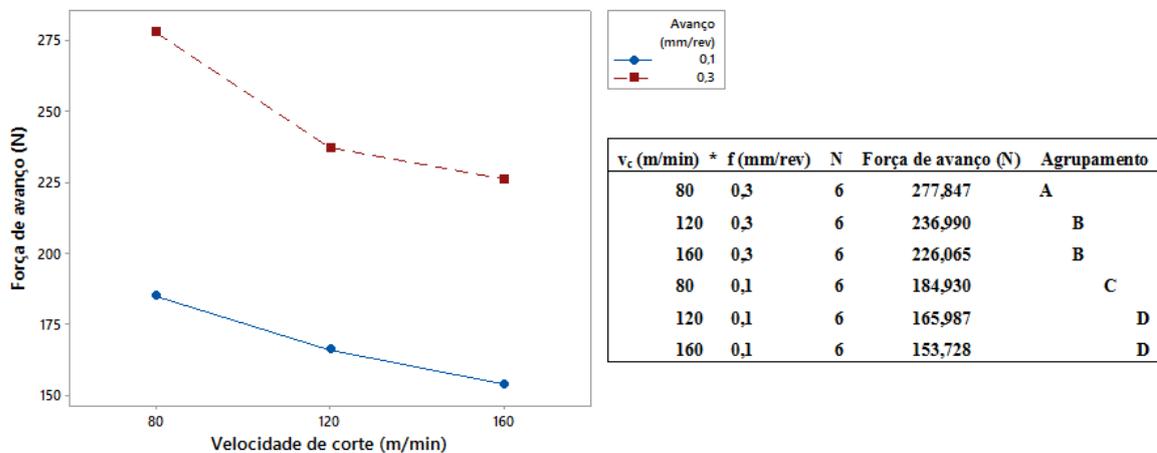
Fonte: Próprio autor.

Um incremento no avanço de 0,1 mm/rev para 0,3 mm/rev causou um aumento de 46,8 % na força de avanço, conforme ilustra a Figura 5.6. Ademais, a velocidade de corte atuou de forma mais influente sobre a força de avanço (contribuição de 15,76%) em relação à força de corte (contribuição de 0,67%). A utilização da velocidade de corte de 160 m/min

representa uma redução de 6,1 % e 15,8 % em relação à velocidade de corte de 120 m/min e 80 m/min, respectivamente. Esse fato foi associado ao aumento da temperatura de corte com o aumento da velocidade de corte, podendo reduzir a resistência ao cisalhamento do AISM. Além disso, as condições tribológicas do processo de corte são afetadas, ou seja, à medida que a velocidade de corte aumenta, o comprimento de contato cavaco-ferramenta diminui, resultando em aumento do ângulo de cisalhamento e, portanto, diminuição da área de cisalhamento, levando à redução da força de avanço.

A Figura 5.7 ilustra a influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre a força de avanço, onde é possível observar que a condição de avanço de 0,3 mm/rev produz as maiores forças de avanço e a associação com a menor velocidade de corte (80 m/min) leva ao aumento da força de avanço para as duas condições de avanço testadas (as médias da força de avanço que possuem a mesma letra como agrupamento são estatisticamente iguais). Portanto, a menor velocidade de corte (80 m/min) causa um aumento na força de avanço mais drástico quando comparada às demais velocidades de corte testadas.

Figura 5.7: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre F_a



Fonte: Próprio autor.

5.3.3 Força passiva

Da mesma forma que foi feita para as demais componentes da força de torneamento, testes de adequabilidade do modelo utilizado para avaliar a influência dos parâmetros de corte e do método de lubrificação sobre a força passiva foram realizados. O teste de Levene resultou em um valor de p de 0,374 indicando homoscedasticidade das variâncias para o nível

de significância de 5%. Além disso, os valores dos resíduos possuem distribuição normal, apresentam independência entre os valores ajustados e são distribuídos aleatoriamente ao longo do experimento compreendendo em uma boa homogeneidade dos dados, confirmando a validade do modelo utilizado (vide Anexo C).

Por meio da Tabela 5.4 é possível observar que a velocidade de corte (contribuição de 13,97%), o avanço (contribuição de 78,26%) e sua interação (contribuição de 2,11%) influenciaram estatisticamente a força passiva.

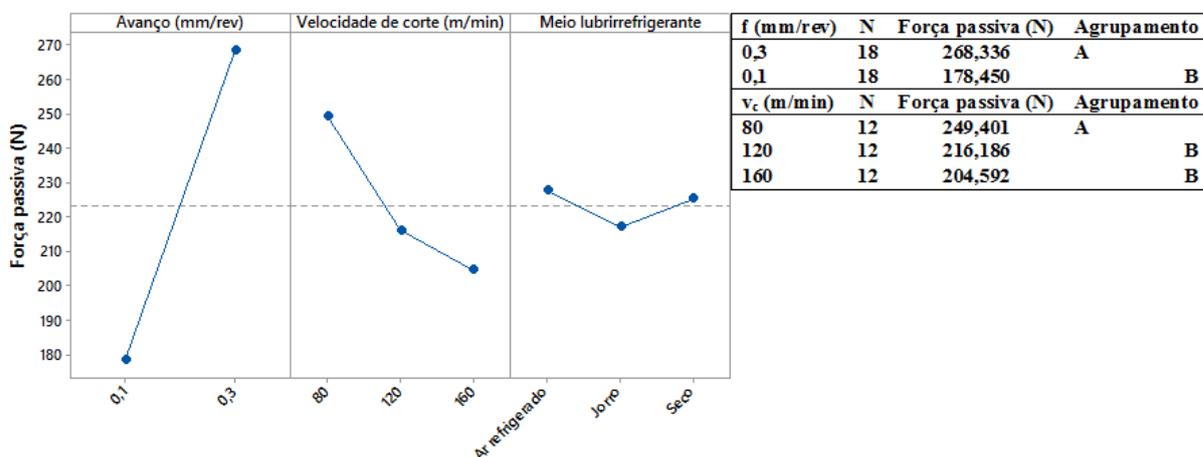
Tabela 5.4: Análise de variância para a força passiva

Parâmetro/interação	GL	SQ Seq	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P	Contribuição
f	1	72714,7	72714,7	72714,7	482,03	0,000	78,26%
v _c	2	12982,1	12982,1	6491,0	43,03	0,000	13,97%
Meio lubrificador	2	738,9	738,9	369,5	2,45	0,115	
f * v _c	2	1956,2	1956,2	978,1	6,48	0,008	2,11%
f * Meio lubrificador	4	786,5	786,5	196,6	1,30	0,306	
v _c * Meio lubrificador	2	174,5	174,5	87,3	0,58	0,571	
f * v _c * Meio lubrificador	4	845,8	845,8	211,4	1,40	0,273	
Erro	18	2715,3	2715,3	150,9			
Total	35	92914,0					
	S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)		
	12,2821	97,08%	94,32%	10861,2	88,31%		

Fonte: Próprio autor.

A Figura 5.8 mostra que o avanço foi o principal parâmetro que influenciou a força passiva, onde o incremento de 0,1 mm/rev para 0,3 mm/rev representa um aumento de 50,4% na força passiva. Por outro lado, uma redução da força passiva é obtida aumentando-se a velocidade de corte.

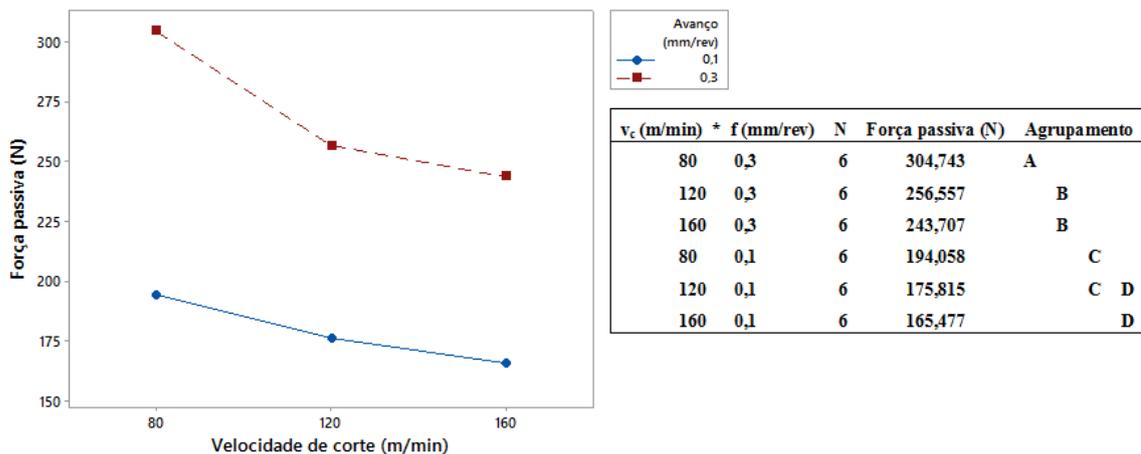
Figura 5.8: Efeitos dos principais parâmetros na magnitude da força passiva



Fonte: Próprio autor.

Conforme ilustra a Figura 5.9, o fato da velocidade de corte menor (80 m/min) associada a um avanço maior (0,3 mm/rev) levar a um valor de força passiva maior (84,2%) no torneamento do aço inoxidável supermartensítico em relação à condição de corte utilizando velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,1 mm/rev evidencia a grande influência da temperatura de corte nas componentes da força de torneamento. O aumento da temperatura de corte ocasionado principalmente pelo aumento da velocidade de corte pode levar ao amaciamento térmico da peça, diminuindo as forças necessárias para a remoção de cavacos. Contudo, o efeito da redução da força passiva com o aumento da velocidade de corte é minimizado quando utilizado velocidade de corte superior a 120 m/min, ou seja, o teste Tukey (quadro da Figura 5.9) indicou que não houve diferença significativa entre as forças passivas quando utilizadas as condições de velocidade de corte de 120 m/min e 160 m/min.

Figura 5.9: Influência da interação entre velocidade de corte e avanço sobre Fp



Fonte: Próprio autor.

5.4 Rugosidade da superfície usinada

Para validação do modelo foram realizados testes de adequabilidade e seus resultados são mostrados no Apêndice C. Os resíduos dos dois parâmetros de rugosidade avaliados (R_a e R_z) possuem distribuição normal e se encontram aleatoriamente distribuídos, além disso, não há diferença significativa nas variações dos diferentes níveis compreendendo em uma homogeneidade dos dados satisfatória, confirmando assim a adequabilidade do modelo utilizado.

Por meio das Tabelas 5.5 e 5.6 é possível observar que o avanço foi o único parâmetro estatisticamente significativo que afetou os parâmetros de rugosidade R_a e R_z . Portanto, a escolha da velocidade de corte mais alta (160 m/min) é indicada com intuito de maximizar a

produção e, além disso, o método de torneamento a seco pode ser adotado, sem que a qualidade superficial seja prejudicada, levando à redução dos custos de produção bem como dos impactos ambientais causados pela utilização de fluidos de corte.

Tabela 5.5: Análise de variância para o desvio médio aritmético (Ra)

Parâmetro/interação	GL	SQ Seq	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P	Contribuição
f	1	83,1744	83,1744	83,1744	422,71	0,000	93,53%
v _c	2	0,3079	0,3079	0,1540	0,78	0,472	
Meio lubrificador	2	0,0278	0,0278	0,0139	0,07	0,932	
f * v _c	2	0,0415	0,0415	0,0207	0,11	0,901	
f * Meio lubrificador	2	0,0009	0,0009	0,0004	0,00	0,998	
v _c * Meio lubrificador	4	1,0240	1,0240	0,2560	1,30	0,307	
f * v _c * Meio lubrificador	4	0,8074	0,8074	0,2019	1,03	0,421	
Erro	18	3,5418	3,5418	0,1968			
Total	35	88,9257					
	S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)		
	0,443584	96,02%	92,26%	14,1672	84,07%		

Fonte: Próprio autor.

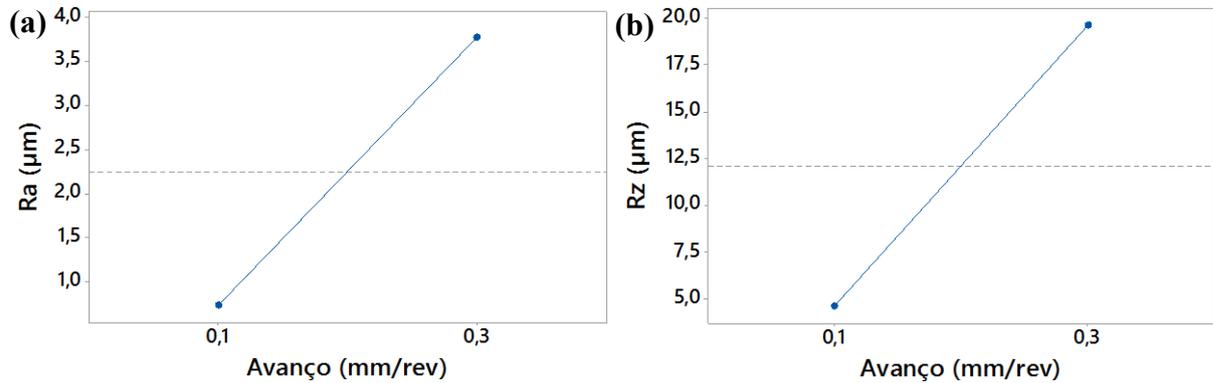
Tabela 5.6: Análise de variância para a altura máxima do perfil (Rz)

Parâmetro/interação	GL	SQ Seq	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P	Contribuição
f	1	2025,95	2025,95	2025,95	234,51	0,000	89,14%
v _c	2	4,63	4,63	2,32	0,27	0,768	
Meio lubrificador	2	4,22	4,22	2,11	0,24	0,786	
f * v _c	2	3,57	3,57	1,78	0,21	0,815	
f * Meio lubrificador	2	4,80	4,80	2,40	0,28	0,761	
v _c * Meio lubrificador	4	35,41	35,41	8,85	1,02	0,421	
f * v _c * Meio lubrificador	4	38,69	38,69	9,67	1,12	0,378	
Erro	18	155,51	155,51	8,64			
Total	35	2272,78					
	S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)		
	2,93925	93,16%	86,70%	622,021	72,63%		

Fonte: Próprio autor.

Conforme ilustra a Figura 5.10, com o incremento no avanço de 0,1 mm/rev para 0,3 mm/rev o desvio médio aritmético tem seu valor elevado em 420,6%, enquanto que a altura máxima do perfil aumentou em 326,2%. A explicação para esse fenômeno é que em avanço mais baixo, a distância entre os picos e os vales na superfície usinada é menor, resultando em melhor rugosidade superficial.

Figura 5.10: Influência do avanço sobre os parâmetros de rugosidade: (a) Ra e (b) Rz



Fonte: Próprio autor.

De acordo com Machado *et al.* (2015), uma estimativa do valor de Ra pode ser calculada teoricamente por meio da equação 5.1, se o avanço (f) for maior do que o raio de ponta (r_e) da ferramenta. Como o raio de ponta da ferramenta (0,8 mm) é menor do que os avanços utilizados, essa equação pode ser aplicada.

$$Ra = \frac{f^2}{18\sqrt{3} \cdot r_e} \quad (5.1)$$

Para a condição de corte utilizando avanço de 0,1 mm/rev o valor de Ra teórico é igual a 0,4 µm, enquanto que a configuração de usinagem utilizando avanço de 0,3 mm/rev produz Ra teórico de 3,6 µm. Na prática, os valores de Ra foram 0,72 µm e 3,76 µm quando os avanços de 0,1 mm/rev e 0,3 mm/rev foram utilizados, respectivamente. Dessa forma, percebe-se que os dados preditos pela equação 5.1 foram próximos aos observados experimentalmente apenas quando o avanço de 0,3 mm/rev foi utilizado. Uma possível explicação para isso é que com a elevação do avanço há a redução do fluxo lateral de material e, conseqüentemente, o valor experimental se aproxima do teórico.

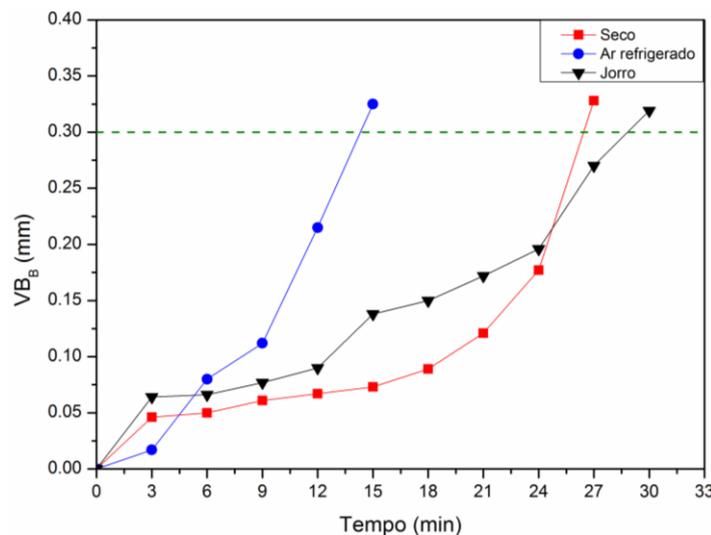
5.5 Vida e desgaste da ferramenta de corte

Partindo da premissa de que as peças fabricadas em AISM necessitam de um alto padrão de acabamento para aplicação em componentes utilizados pela indústria *offshore*, foram realizados teste de vida da ferramenta de metal duro utilizando os parâmetros de corte que proporcionaram a menor rugosidade e menores forças de torneamento, ou seja, avanço de 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 160 m/min. Além disso, visando maximizar a produção, avaliou-se os efeitos do incremento da velocidade de corte na vida da ferramenta de corte.

Assim, testes de vida da ferramenta foram realizados em duas condições, ou seja, utilizando velocidade de corte igual a 160 m/min e 200 m/min mantendo o avanço em 0,1 mm/rev. Em ambos os casos, foram testadas as três condições de lubrificação (jorro, ar refrigerado e seco).

A Figura 5.11 destaca a evolução do desgaste da ferramenta de metal duro em função do tempo de corte empregando-se velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,1 mm/rev.

Figura 5.11: Desgaste da ferramenta em função do tempo de corte ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)



Fonte: Próprio autor

As curvas de desgaste de flanco para as condições de torneamento a seco e utilizando o método de lubrificação por jorro apresentaram comportamento semelhante, desenvolvendo inicialmente uma alta taxa de desgaste, com VB_B atingindo em apenas 3 minutos de corte, 64 μm e 46 μm , respectivamente. Esse desgaste inicial acelerado é atribuído ao período de acomodação da ferramenta (*running-in*) quando a área de contato entre a ferramenta e o material da peça é ainda muito pequena e pode sofrer alterações pela possível presença de substâncias estranhas na interface entre ferramenta e peça. Além disso, devido à existência de irregularidades na superfície da ferramenta nova, o desgaste inicial acelerado é também atribuído à transição da rugosidade da ferramenta em que os picos mais altos da superfície são deformados rapidamente (NOORDIN; VENKATESH; SHARIF, 2007). No entanto, após os 3 minutos iniciais, em ambas as condições de lubrificação o desgaste permaneceu estável até aos 12 minutos de corte. Contudo, após esse período, o desgaste da ferramenta na condição de corte a seco aumentou de forma exponencial enquanto que na condição de corte por jorro a evolução do desgaste ocorreu de forma linear até 24 minutos de

corte. Com isso, a ferramenta de corte atingiu o critério de fim de vida ($VB_B=0,3$ mm) aos 27 minutos na condição de corte a seco e aos 30 minutos de corte na condição de lubrificação por jorro. Por outro lado, durante o torneamento do AISM utilizando ar refrigerado como fluido de corte, a ferramenta de corte experimentou uma reduzida taxa de desgaste inicial, contudo, não foi observado um patamar de estabilização após os 3 minutos como ocorreu nas demais condições, desgastando-se de forma acelerada até atingir o critério de fim de vida aos 15 minutos. Isso foi atribuído principalmente à capacidade do AISM em formar cavacos contínuos em forma de fita.

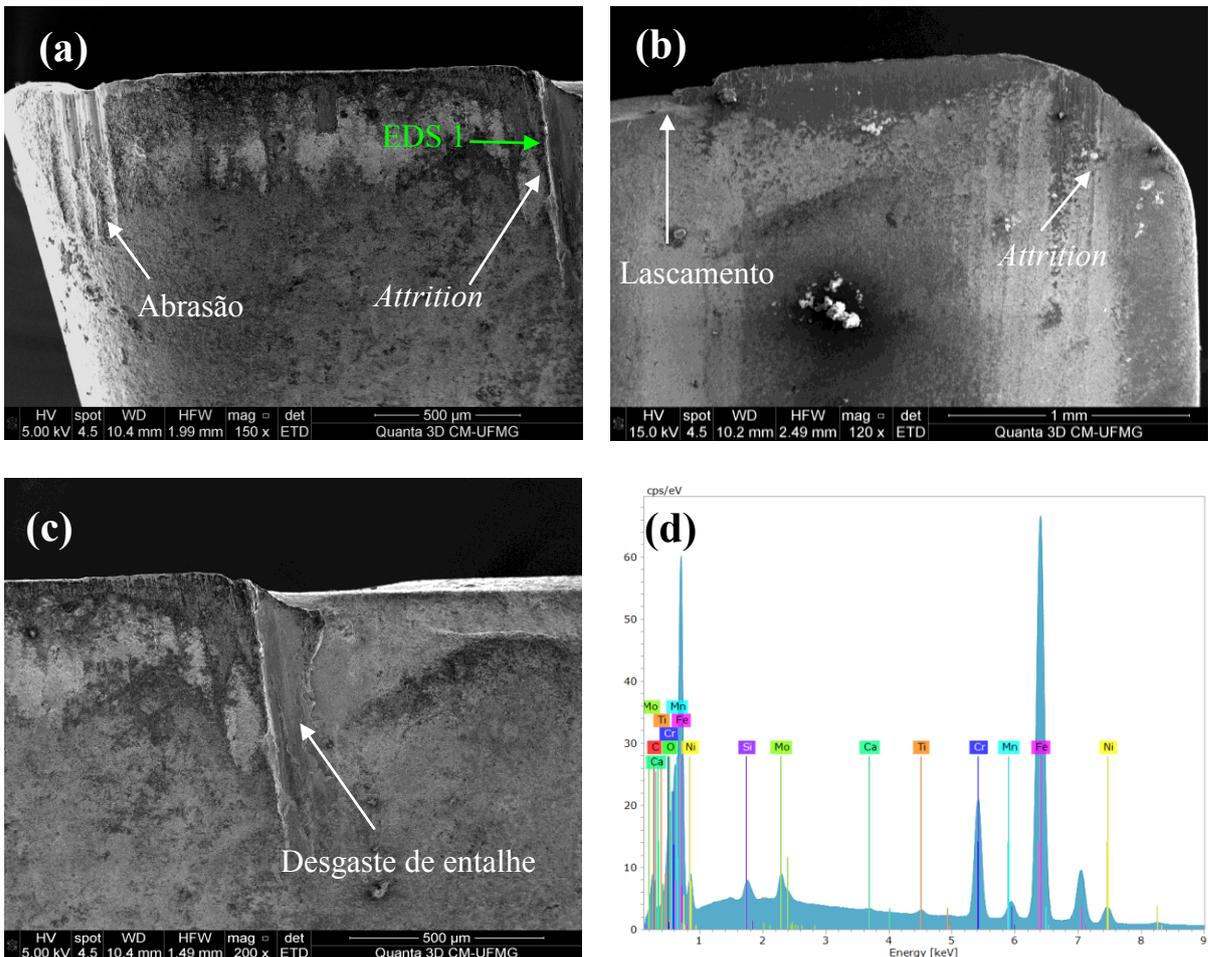
Por meio da Figura 5.12 é possível observar que os principais mecanismos de desgaste presentes no inserto de metal duro após o torneamento do AISM utilizando velocidade de corte de 160 m/min e solução como fluido de corte (jorro) foram abrasão e *attrition* (aderência e arrastamento). Além disso, a ferramenta sofreu lascamento na aresta de corte no limiar da região de corte (final da profundidade de usinagem), ocasionado pelo agravamento do desgaste de entalhe.

Conforme ilustra a Figura 5.12 (a), a presença de ranhuras paralelas na direção do fluxo de material sugere a ocorrência do mecanismo de desgaste abrasivo. Segundo Trent e Wright (2000), devido à alta dureza das ferramentas de metal duro, o desgaste abrasivo não é considerado um mecanismo de desgaste comum. No entanto, superfícies desgastadas que contêm sulcos sugerem ação abrasiva, que pode ser proveniente da ação de grãos ou mesmo fragmentos de grãos quebrados durante o processo de corte, que ficam aprisionados no fluxo do material da peça, caracterizando um tipo de abrasão entre dois corpos onde é envolvida a perda de material da ferramenta. De acordo com Kumar *et al.* (2006), a severidade do desgaste abrasivo aumenta nos casos em que o material da peça contém inclusões duras (carbonetos e nitretos) que se alojam na interface cavaco/ferramenta/peça na forma de detritos.

A Figura 5.12 (c) detalha a região do desgaste de entalhe onde é possível observar uma morfologia áspera característica de *attrition* (TRENT e WRIGHT, 2000). De acordo com Corrêa *et al.* (2017), o desgaste de entalhe frequentemente aparece na usinagem de materiais com alto índice de encruamento. Conforme Machado *et al.* (2015), o encruamento é mais pronunciado nas bordas do cavaco, dificultando o processo de deformação nesta área. Dessa forma, as bordas dos cavacos endurecidos promovem maior geração de calor nesta região, levando a redução localizada da resistência ao cisalhamento do material da ferramenta e como consequência, o desenvolvimento do desgaste de entalhe. A composição química local, obtida

por meio de EDS é mostrada na Figura 5.12 (d). Elementos como ferro (Fe), cromo (Cr), níquel (Ni), molibdênio (Mo) e manganês (Mn) evidenciam a presença de AISM aderida à ferramenta de metal duro na borda do desgaste de entalhe indicando que mesmo após o ataque químico, o material da peça permaneceu aderido. Além disso, a presença de oxigênio (O) na composição química sugere a ocorrência de oxidação. Dessa forma, espera-se que os óxidos se formem continuamente e aderem às regiões próximas ao final da profundidade de usinagem da ferramenta. Nessas regiões o oxigênio atmosférico tem acesso facilitado, podendo resultar na formação de filmes de óxido na parte inferior do cavaco. De acordo Rosa *et al.*, (2019) essa reação química ocorre sob pressão, promovendo a adesão a frio de cavaco nas asperezas da ponta da ferramenta. Com isso, a quebra dessas junções durante o fluxo de saída dos cavacos pode eventualmente remover grãos da superfície da ferramenta, levando à formação do desgaste de entalhe.

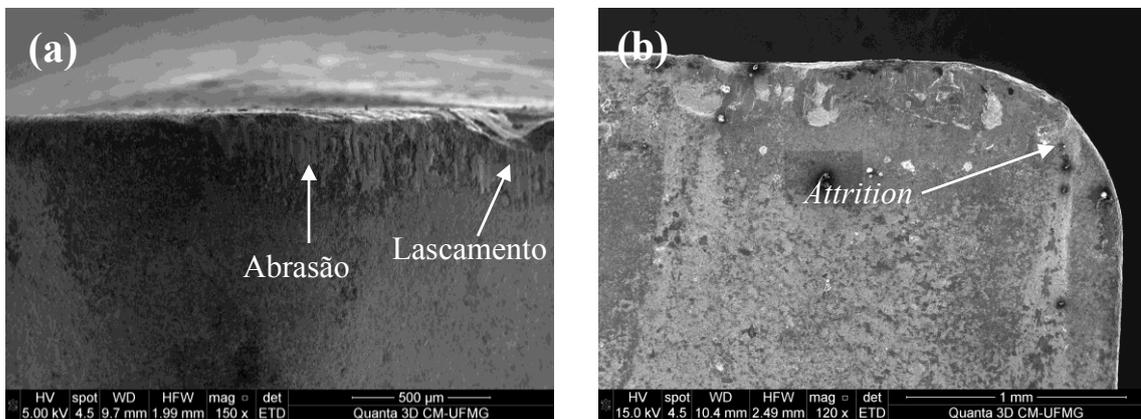
Figura 5.12: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída (c) detalhe da região do desgaste de entalhe (d) análise química elementar da área indicada por EDS 1



Fonte: Próprio autor

Por meio da Figura 5.13 é possível observar que os principais mecanismos de desgaste presentes no inserto de metal duro após o torneamento a seco foram abrasão e *attrition*. Apesar do desgaste de flanco apresentar-se mais brando quando comparado ao desgaste sofrido pela ferramenta durante o torneamento auxiliado por solução como fluido de corte, nota-se a presença de lascamento na aresta de corte. Esse lascamento foi atribuído à instabilidade do corte a seco que é causada pela alta temperatura de corte. O gradiente de temperatura leva o surgimento de microtrincas na aresta de corte que com o decorrer do processo de corte evolui para o lascamento da ferramenta (Figura 5.13 a). Por outro lado, é possível observar por meio da Figura 5.13(b) que houve desgaste na superfície de saída da ferramenta na região de fluxo das bordas do cavaco, sugerindo que possivelmente a temperatura nessa região foi superior à temperatura no centro do cavaco. O aumento da temperatura na interface entre a borda do cavaco e a ferramenta pode promover o amaciamento térmico do material da ferramenta localizado nessa região facilitando o processo de microcorte em que as bordas do cavaco encruado conseguem arrastar o material da ferramenta por meio da combinação entre adesão e abrasão (*attrition*).

Figura 5.13: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento a seco ($v_c = 160$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída

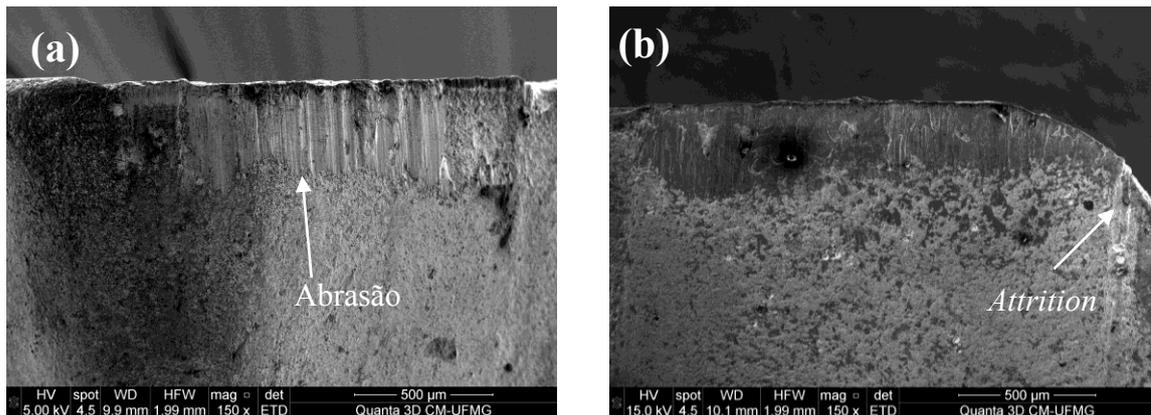


Fonte: Próprio autor

A Figura 5.14 mostra que os mecanismos de abrasão e *attrition* foram os principais fatores que contribuíram para o desenvolvimento do desgaste no flanco (Figura 5.14 a) e na superfície de saída da ferramenta (Figura 5.14 b) durante o torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte. O desgaste acelerado da ferramenta de corte quando o ar refrigerado foi utilizado foi atribuído principalmente à capacidade do AISM em formar cavacos contínuos em forma de fita. O fluxo de ar refrigerado aplicado na interface entre a

superfície de saída da ferramenta e o cavaco, mostrou-se incapaz de alterar o raio de curvatura do cavaco e, além disso, o bocal de saída de ar refrigerado serviu de ancoragem para o cavaco em fita, impossibilitando sua saída da área de corte e, dessa forma, o cavaco era constantemente atritado contra a ferramenta causando seu desgaste.

Figura 5.14: Mecanismos de desgaste envolvidos no torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte ($f = 0,1$ mm/rev e $v_c = 160$ m/min): (a) superfície de folga (b) superfície de saída

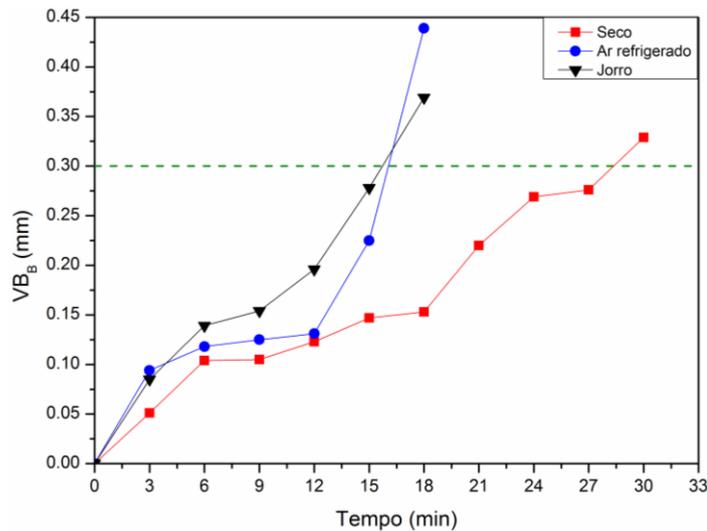


Fonte: Próprio autor

A Figura 5.15 mostra a evolução do desgaste da ferramenta de metal duro em função do tempo de corte para as condições de torneamento utilizando velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,1 mm/rev. Observa-se que para a condição de corte a seco, o desgaste da ferramenta de corte durante o período de acomodação (*running-in*) comportou-se de forma semelhante ao experimentado utilizando velocidade de corte de 160 m/min, atingindo cerca de 50 µm aos 3 minutos, contudo, nessa situação o período de acomodação foi estendido até aos 6 minutos (atingindo $VB_B = 104$ µm), apresentando um patamar de estabilização após esse período. Por outro lado, houve um aumento no desgaste inicial da ferramenta (até aos 3 minutos) durante o torneamento utilizando os meios lubrificantes por jorro e ar refrigerado em 25% e 85%, respectivamente, quando comparado ao mesmo período utilizando velocidade de corte de 160 m/min. Além disso, é possível observar que o período de acomodação também se estendeu aos 6 minutos para a condição de lubrificação por jorro (atingindo $VB_B = 139$ µm), enquanto que a utilização de ar refrigerado como fluido de corte levou a estabilização do desgaste da ferramenta aos 3 minutos atingindo um desgaste de flanco de 94 µm. Esse fato sugere a ocorrência de desgaste abrasivo mais pronunciado na condição de torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte, visto que, nessas

condições o processo de achatamento dos picos mais altos da superfície da ferramenta ocorreu na metade do tempo quando comparado ao corte a seco.

Figura 5.15: Desgaste da ferramenta em função do tempo de corte ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)



Fonte: Próprio autor

Após o período de acomodação, o desgaste da ferramenta de corte apresentou comportamento distinto para as três condições de lubrificação testadas. Durante o torneamento a seco, o desgaste da ferramenta apresentou estabilização no período compreendido entre 6 e 18 minutos e em seguida o desgaste evoluiu de forma progressiva até alcançar o fim de vida da ferramenta aos 30 minutos. Quando foi utilizado o método de lubrificação por jorro, o período de estabilização do desgaste da ferramenta foi consideravelmente menor do que o observado no corte a seco, ocorrendo no intervalo de tempo de 6 aos 9 minutos. Após o tempo de torneamento de 9 minutos, o desgaste progrediu de forma acelerada, atingindo o critério de fim de vida aos 18 minutos. Já na condição de torneamento utilizando ar refrigerado, o patamar de estabilização do desgaste da ferramenta foi observado no período compreendido entre 3 e 12 minutos e em seguida, o desgaste evoluiu de forma acelerada até a ferramenta atingir o fim de vida aos 18 minutos. Esse fato indica a ineficiência da aplicação dos métodos de lubrificação durante o torneamento do AISI 304 quando a velocidade de corte foi aumentada de 160 m/min para 200 m/min.

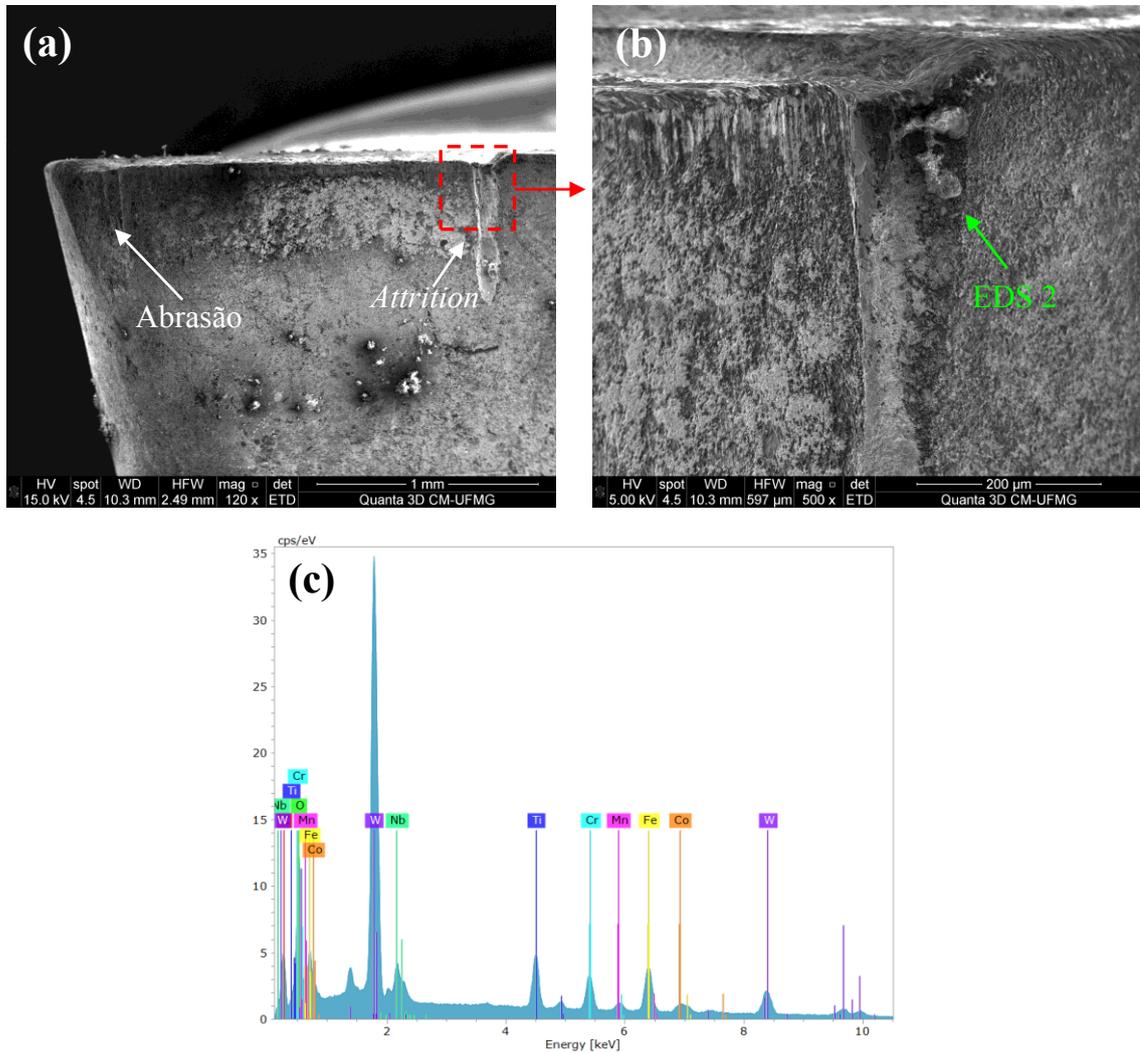
A ineficiência do método de lubrificação por jorro durante o torneamento do AISI 304 quando a velocidade de corte de 200 m/min é utilizada pode ser explicada por dois motivos principais: primeiramente, o aumento da velocidade de corte tem como consequência

o aumento da temperatura de corte, podendo levar ao amaciamento térmico da ferramenta de corte. Em altas velocidades de corte o tempo para que o fluido atinja a interface entre a peça e a ferramenta é reduzido, tornando o processo de lubrificação ineficiente. Em segundo lugar, o aumento da temperatura de corte ocasionado pelo aumento da velocidade de corte pode levar à redução das componentes da força de usinagem, contudo, nessa situação a formação de cavacos contínuos é facilitada. Os cavacos contínuos se estabelecem próximo à aresta de corte atuando como barreira, dificultando o acesso do fluido de corte à zona de corte. Dessa forma, o processo de corte ocorre similar ao corte a seco, contudo, eventualmente o cavaco contínuo em forma de fita se desprende e afasta-se da área de corte, possibilitando assim o acesso do fluido de corte à zona de corte. Quando a solução entra em contato com a superfície da ferramenta, ocorre um resfriamento brusco que tem como consequência a formação de microtrincas que com o decorrer do processo de corte pode evoluir para o lascamento da ferramenta.

Por meio da Figura 5.16 é possível observar que o desgaste de flanco presente no inserto de metal duro após o torneamento do AISM utilizando velocidade de corte de 200 m/min e lubrificação por jorro foi governado principalmente pelos mecanismos de abrasão e *attrition*, conforme ilustra a Figura 5.16 (a). A Figura 5.16 (b) detalha a morfologia do desgaste de entalhe, onde é possível observar que ele se estende até a superfície de saída da ferramenta. A composição química elementar da área indicada por EDS 2 na Figura 5.16 (b) pode ser observada na Figura 5.16 (c).

O desgaste de entalhe observado após o torneamento utilizando velocidade de corte de 200 m/min e lubrificação por jorro ocorreu de forma semelhante ao observado na condição de velocidade de corte de 160 m/min, entretanto, neste caso o desgaste foi mais pronunciado. Esse fato provavelmente está relacionado ao aumento da temperatura de corte com o aumento da velocidade de corte. O gradiente de temperatura pode levar ao amaciamento térmico localizado da ferramenta de corte fazendo com que o processo de remoção de grãos da ferramenta seja facilitado por meio do fluxo de saída de cavacos. Novamente, a composição química local (Figura 5.16 c) indica a presença de AISM aderida à ferramenta de metal duro na borda do desgaste de entalhe e, além disso, a presença de oxigênio sugere a ocorrência de oxidação local. Segundo Trent e Wright (2000), o desgaste de entalhe se desenvolve possivelmente pela formação de óxidos seguida de *attrition*.

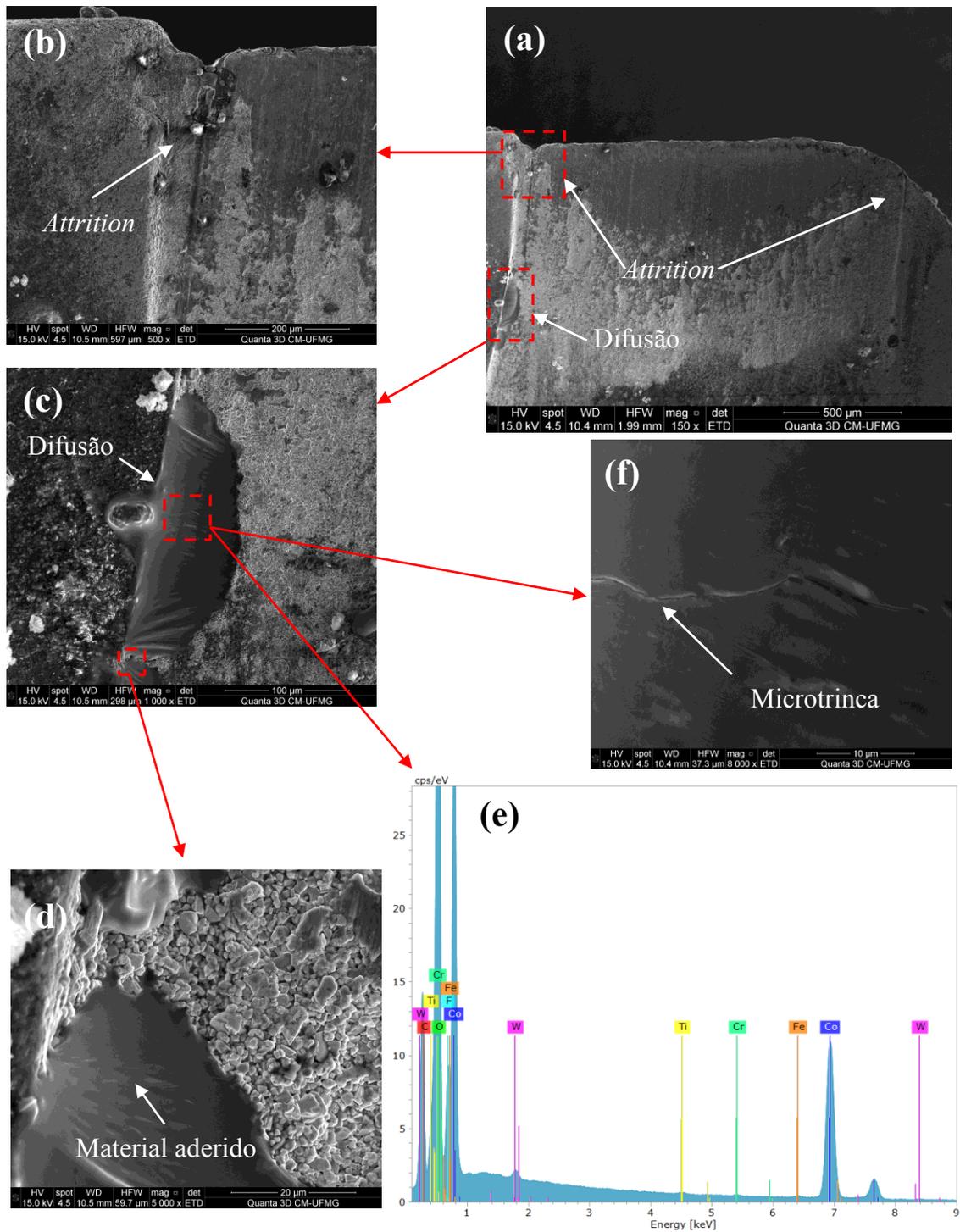
Figura 5.16: Mecanismos de desgaste envolvidos no torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) detalhe do desgaste de entalhe (c) análise química elementar da área indicada por EDS 2



Fonte: Próprio autor

A Figura 5.17 (a) ilustra os mecanismos de difusão e *attrition* que foram os principais mecanismos responsáveis pelo desgaste na superfície de saída da ferramenta de corte durante o torneamento do AISM utilizando velocidade de corte de 200 m/min e lubrificação por jorro. Por meio da Figura 5.17 (b) é possível observar a presença do mecanismo de desgaste *attrition* onde partículas do material da peça aderem à superfície da ferramenta causando um fluxo irregular onde grãos do material da ferramenta são arrastados junto com o fluxo de cavacos, deixando pequenas cavidades na superfície da ferramenta.

Figura 5.17: Detalhe dos mecanismos de desgaste envolvidos na superfície de saída da ferramenta de corte durante torneamento utilizando o método de lubrificação por jorro ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev)



Fonte: Próprio autor

A Figura 5.17 (c) ilustra o material da peça aderido na superfície de saída da ferramenta na região do final da profundidade de usinagem. Por meio da Figura 5.17 (e) pode-se observar a presença dos elementos Co e W na composição química dessa região, sugerindo

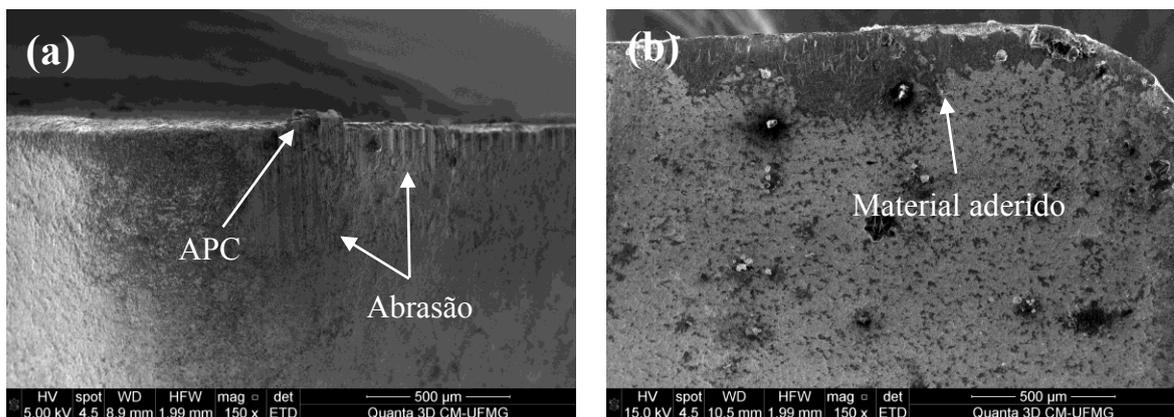
a ocorrência da transferência desses elementos do material da ferramenta de metal duro para o material da peça aderido na superfície de saída, tendo ocorrido o desgaste por difusão. Este mecanismo de desgaste se desenvolve em nível atômico e é fortemente dependente da temperatura e da afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta. Os átomos são difundidos da ferramenta para o cavaco (e vice-versa) e são arrastados pelo fluxo do material da peça ao longo da superfície de contato. A transferência de material da ferramenta em direção ao cavaco pode levar à formação de uma cratera na superfície de saída (MOLINARI e NOUARI, 2002). Segundo Zhu *et al.* (2013), ao usinar a liga de Inconel 718 utilizando ferramenta de metal duro, pode ocorrer o surgimento do desgaste por difusão onde a perda do elemento Co é frequentemente observada. Por outro lado, Jianxin *et al.*, (2008) relataram que durante o torneamento a seco da liga Ti-6Al-4V utilizando ferramenta de metal duro, houve evidência de difusão dos elementos W e Co da ferramenta para a liga e Ti da liga para a ferramenta. Jianxin *et al.*, (2011) relataram a ocorrência da transferência de W e Co da ferramenta de metal duro para o material da peça aderido à superfície de saída da ferramenta e Fe e Cr do material aderido para a ferramenta, durante o torneamento a seco do aço inoxidável Cr12Mn5Ni4Mo3Al. O mecanismo de desgaste por difusão também foi relatado por Corrêa *et al.* (2017), após torneamento do aço inoxidável supermartensítico S41426 utilizando ferramenta de metal duro revestida com TiC / TiCN / TiN por CVD e lubrificação por jorro (solução de óleo de base vegetal na concentração de 8%).

A Figura 5.17 (f) detalha a ocorrência de microtrinca na região de desgaste por difusão. Isso provavelmente se deve a dois fatores: resfriamento brusco durante o torneamento e distorção da microestrutura local do material ocasionada pela difusão química. O resfriamento brusco ocasionado pela ineficiência do processo de lubrificação durante o torneamento do AISI 316L pode culminar na nucleação e crescimento de trincas térmicas enquanto que a difusão dos elementos W e Co resulta na alteração microestrutural da ferramenta podendo levar ao surgimento de defeitos estruturais no material da ferramenta, tendo como consequência a nucleação de microtrincas. A nucleação e propagação de trincas são responsáveis pelo lascamento e fratura da ferramenta de corte. O surgimento de microtrincas induzidas por difusão também foi observado por Wang *et al.*, (2020) durante o fresamento de Ti-6Al-4V utilizando ferramenta de metal duro revestida de TiAlN por PVD. Os autores atribuíram a difusão de Co como responsável pela nucleação de trincas na ferramenta.

Por meio da Figura 5.18 é possível observar que o principal mecanismo de desgaste da ferramenta de corte durante o torneamento utilizando velocidade de corte de 200 m/min e ar

refrigerado como fluido de corte foi abrasão. Além disso, observou-se a presença de material da peça aderido na superfície da ferramenta, mesmo após o ataque químico. O ar refrigerado atua de forma a reduzir a temperatura de corte evitando a ocorrência de mecanismos de desgaste ativados termicamente (difusão e oxidação). Contudo, a redução da temperatura de corte favorece o surgimento de aresta postiça de corte (APC). A ocorrência de APC, conforme ilustra a Figura 5.18 (a), muda as condições de atrito na interface entre cavaco e ferramenta, afetando assim o comportamento de desgaste da ferramenta. Sabe-se que o processo de formação de APC é instável, podendo causar trincas e danos na superfície da ferramenta e, eventualmente, levar ao rompimento da aresta de corte (AHMED et al., 2017). Por outro lado, percebe-se a presença de sulcos na superfície de folga da ferramenta sugerindo a ocorrência do mecanismo de desgaste abrasivo. A Figura 5.18 indica que o tipo de desgaste predominante na ferramenta de corte foi o desgaste de flanco.

Figura 5.18: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída

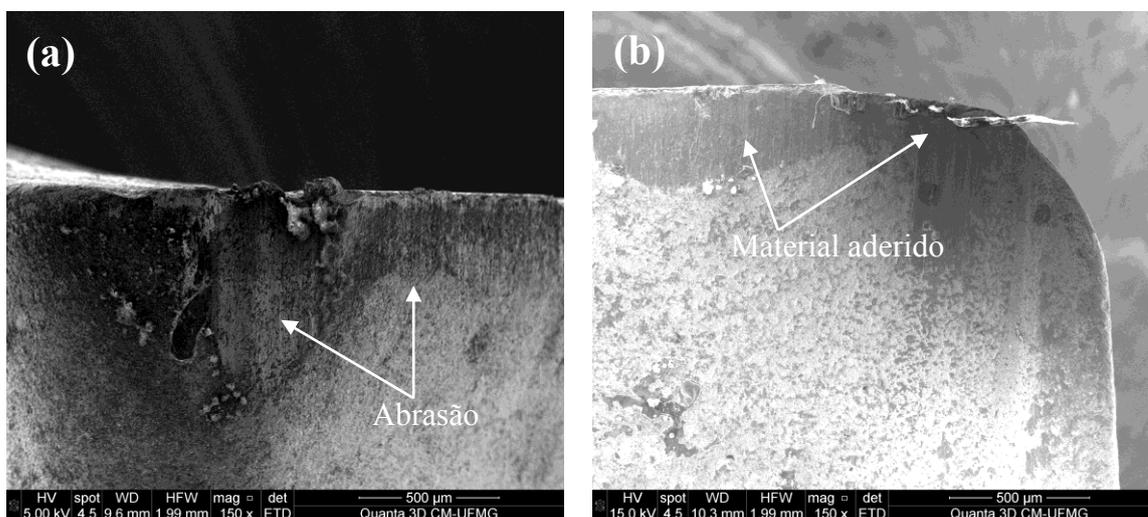


Fonte: Próprio autor

Na condição de corte a seco o surgimento de aresta postiça de corte foi minimizado em relação ao torneamento utilizando ar refrigerado como fluido de corte. Esse fato é atribuído ao aumento da temperatura de corte durante o torneamento a seco. Contudo, por meio da Figura 5.19 é possível observar que mesmo em altas temperaturas de corte houve o surgimento de aresta postiça de corte, provavelmente devido à presença de fluxo irregular de saída de cavacos durante o torneamento. Além disso, o aumento da velocidade de corte de 160 m/min para 200 m/min proporcionou maior estabilidade no processo de desgaste da ferramenta de corte durante o torneamento a seco. Na condição de velocidade de corte de 160

m/min o desgaste da ferramenta aumentou exponencialmente com a evolução do tempo de corte (Figura 5.11) enquanto que o aumento de velocidade de corte para 200 m/min levou a uma evolução linear do desgaste de flanco da ferramenta com o tempo de corte (Figura 5.15) É amplamente difundido que o aumento da velocidade de corte e da temperatura de corte proporciona uma redução do coeficiente de atrito entre o par ferramenta/peça durante a usinagem de metais (DENKENA; KRÖDEL; BEBLEIN, 2021; PENG et al., 2020). Portanto, o aumento da velocidade de corte possivelmente proporcionou a redução do atrito envolvido no corte a seco do AISM e, além disso, o aumento da vida da ferramenta nessa condição sugere que a temperatura de corte pode ter atingido um patamar no qual houve a promoção do amolecimento térmico do material da peça sem que o mesmo ocorresse para a ferramenta de corte. Dessa forma, por meio da Figura 5.19 é possível observar que o principal mecanismo de desgaste envolvido no torneamento a seco do AISM utilizando velocidade de corte de 200 m/min foi abrasão.

Figura 5.19: Mecanismo de desgaste envolvido no torneamento a seco ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev): (a) superfície de folga (b) superfície de saída



Fonte: Próprio autor

6 CONCLUSÃO

Com base no estudo da influência da taxa de aquecimento sobre a transformação de fase do AISM, bem como dos parâmetros de corte e da condição de lubrificação sobre a temperatura da ferramenta, componentes da força de torneamento, parâmetros de rugosidade, vida e mecanismos de desgaste da ferramenta de corte durante o torneamento do aço inoxidável supermartensítico, conclui-se que:

- Por meio de testes de dilatométrica foi possível observar que a variação da taxa de aquecimento promove mudanças na temperatura de início de transformação de fase austenítica no aquecimento do AISM em estudo, sendo que, o aumento da taxa de aquecimento tem como consequência o aumento da temperatura de início de transformação de fase austenítica no aquecimento. Assim, provavelmente a aplicação de fluidos de corte pode interferir diretamente no estado termodinâmico do AISM durante o torneamento.
- A condição de corte a seco proporcionou o maior patamar de temperatura na ponta da ferramenta de corte durante o torneamento do AISM, seguida pela condição de corte utilizando ar refrigerado e jorro, nesta ordem. Além disso, o aumento no avanço provoca um aumento da temperatura da ferramenta para todas as condições de lubrificação testadas. Já a velocidade de corte comportou-se de forma distinta para cada condição de corte.
- A força de corte foi a principal componente da força de torneamento, sendo cerca de duas vezes maior do que as forças de avanço e passiva. O avanço foi o principal fator que afetou as componentes da força de torneamento, seguido pela velocidade de corte e pela interação entre avanço e velocidade de corte. Um incremento no avanço causa um aumento significativo nas componentes da força de torneamento. Por outro lado, o incremento na velocidade de corte tem como consequência a redução das componentes da força de torneamento. Portanto, em geral os menores valores da força de torneamento foram obtidos utilizando avanço de 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 160 m/min. O método de lubrificação não influenciou significativamente as componentes da força de torneamento.
- O avanço foi o único fator que afetou a rugosidade da peça (seu aumento tem efeito prejudicial sobre a qualidade superficial). Com o incremento no avanço de 0,1 mm/rev

para 0,3 mm/rev o desvio médio aritmético (Ra) tem seu valor elevado em 420,6%, enquanto que a altura máxima do perfil (Rz) aumentou em 326,2%.

- O desgaste apresentado pelas ferramentas de corte não foram resultado de um único mecanismo, mas uma combinação de vários mecanismos. Os principais mecanismos de desgaste foram abrasão, *attrition* e difusão.
- O método de lubrificação por jorro se mostrou eficiente na redução do desgaste da ferramenta de corte quando utilizado velocidade de corte de 160 m/min, proporcionando aumento na vida da ferramenta em relação ao torneamento a seco e auxiliado por ar refrigerado. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte de 160 m/min para 200 m/min modificou consideravelmente as condições tribológicas do processo fazendo com que a aplicação de solução por jorro neste caso se tornasse ineficiente, causando redução na vida da ferramenta. A condição de corte a seco proporcionou aumento da vida da ferramenta em condições extremas (velocidade de corte de 200 m/min), enquanto que o método de lubrificação por ar refrigerado se mostrou ineficiente durante o torneamento do AISI atingindo a menor vida da ferramenta independente da velocidade de corte aplicada. Portanto, fica claro que o desempenho de usinagem do AISI pode melhorar substancialmente quando aplicado o método de lubrificação adequado para cada parâmetro de corte adotado.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Desenvolver um modelo termomecânico do processo de corte do AISM por meio de *software* de elementos finitos, com intuito de estimar a temperatura na interface cavaco-ferramenta e prever possíveis transformações de fase durante o torneamento.
- Realizar um estudo detalhado sobre a influência dos parâmetros de corte e dos meios lubrificantes sobre o estado de tensões residuais do AISM submetido ao processo torneamento, com intuito de auxiliar na tomada de decisão quanto à escolha das variáveis de entrada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. **Wear**, v. 196, n. 1–2, p. 279–284, 1996.
- ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L. H. Tool Wear, Cutting Forces and Temperature Evaluation When Turning Hardened Bearing Steel Using PCBN and Ceramic Tool Materials. **Proceedings of the Thirty-First International Matador Conference**, p. 209–216, 1995.
- ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 7–8, p. 782–800, 2006.
- AHLBORN, B. K.; GORDON, J. M. The vortex tube as a classic thermodynamic refrigeration cycle. **Journal of Applied Physics**, v. 88, n. 6, p. 3645–3653, 2000.
- AHMED, Y. S. et al. Effect of built-up edge formation during stable state of wear in AISI 304 stainless steel on machining performance and surface integrity of the machined part. **Materials**, v. 10, n. 11, p. 1–15, 2017.
- AL HUDA, M. et al. Investigation of temperature at tool-chip interface in turning using two-color pyrometer. **Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME**, v. 124, n. 2, p. 200–207, 2002.
- ÅNMARK, N.; KARASEV, A.; JÖNSSON, P. G. The Influence of Microstructure and Non-Metallic Inclusions on the Machinability of Clean Steels. **Steel Research International**, v. 88, n. 1, p. 1–8, 2017.
- AQUINO, J. M.; DELLA ROVERE, C. A.; KURI, S. E. Intergranular corrosion susceptibility in supermartensitic stainless steel weldments. **Corrosion Science**, v. 51, n. 10, p. 2316–2323, 2009.
- ARRUDA, É. M.; BRANDÃO, L. C. Performance study of multilayer carbide tool in high-speed turning of API 5L X70 pipeline steel using a cold air system. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 94, n. 1–4, p. 85–103, 2018.
- ARTOZOUL, J.; LESCALIER, C.; DUDZINSKI, D. Experimental and analytical combined thermal approach for local tribological understanding in metal cutting. **Applied Thermal Engineering**, v. 89, p. 394–404, 2015.
- ASTAKHOV, V. P. The assessment of cutting tool wear. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 6, p. 637–647, 2004.
- ASTAKHOV, V. P.; DAVIM, J. P. Tools (geometry and material) and tool wear. **Machining: Fundamentals and Recent Advances**, p. 29–57, 2008.
- ASTAKHOV, V. P.; OUTEIRO, J. Importance of Temperature in Metal Cutting and Its Proper Measurement/Modeling. In: [s.l: s.n.]. p. 1–47.
- ATTALLA, M. et al. Experimental investigation for thermal performance of series and parallel Ranque-Hilsch vortex tube systems. **Applied Thermal Engineering**, v. 123, p. 327–339, 2017.
- ÁVILA, R. F.; ABRÃO, A. M. The effect of cutting fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 119, n. 1–3, p. 21–26, 2001.

- BENEDICTO, E.; CAROU, D.; RUBIO, E. M. Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes. **Procedia Engineering**, v. 184, p. 99–116, 2017.
- BOJACK, A. et al. In-situ determination of austenite and martensite formation in 13Cr6Ni2Mo supermartensitic stainless steel. **Materials Characterization**, v. 71, p. 77–86, 2012.
- BOJACK, A. et al. Austenite Formation from Martensite in a 13Cr6Ni2Mo Supermartensitic Stainless Steel. **Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science**, v. 47, n. 5, p. 1996–2009, 2016.
- BOLLIG, P. et al. Considering the influence of minimum quantity lubrication for modelling changes in temperature, forces and phase transformations during machining. **Procedia CIRP**, v. 31, p. 142–147, 2015.
- BRANDÃO, L. C.; COELHO, R. T.; RODRIGUES, A. R. Experimental and theoretical study of workpiece temperature when end milling hardened steels using (TiAl)N-coated and PcBN-tipped tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 199, n. 1, p. 234–244, 2008.
- CHEN, W. Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40, n. 3, p. 455–466, 2000.
- CORRÊA, J. G.; SCHROETER, R. B.; MACHADO, Á. R. Tool life and wear mechanism analysis of carbide tools used in the machining of martensitic and supermartensitic stainless steels. **Tribology International**, v. 105, n. September 2016, p. 102–117, 2017.
- DA SILVA, L. R. et al. Evaluation of machined surface of the hardened AISI 4340 steel through roughness and residual stress parameters in turning and grinding. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, n. 1–2, p. 791–803, 2020.
- DA SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, n. 1, p. 195–202, 1999.
- DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; YI, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: A review. **Journal of Cleaner Production**, v. 83, p. 33–47, 2014.
- DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; YI, Q. S. Influence of cutting fluid conditions and cutting parameters on surface roughness and tool wear in turning process using Taguchi method. **Measurement: Journal of the International Measurement Confederation**, v. 78, p. 111–119, 2016.
- DENKENA, B.; BIERMANN, D. Cutting edge geometries. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 63, n. 2, p. 631–653, 2014.
- DENKENA, B.; KRÖDEL, A.; BEBLEIN, S. A novel approach to determine the velocity dependency of the friction behavior during machining by means of digital particle image velocimetry (DPIV). **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 32, p. 81–90, 2021.
- DENKENA, B.; LUCAS, A.; BASSETT, E. Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermo-mechanical load. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 60, n. 1, p. 73–76, 2011.
- DÍAZ-ÁLVAREZ, J. et al. Temperature measurement and numerical prediction in machining inconel 718. **Sensors (Switzerland)**, v. 17, n. 7, 2017.

- DINCER, K. et al. Experimental investigation of the performance of a Ranque-Hilsch vortex tube with regard to a plug located at the hot outlet. **International Journal of Refrigeration**, v. 32, n. 1, p. 87–94, 2009.
- DINIZ, A. E.; MACHADO, Á. R.; CORRÊA, J. G. Tool wear mechanisms in the machining of steels and stainless steels. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, n. 9–12, p. 3157–3168, 2016.
- DOGRA, M.; SHARMA, V. S.; DUREJA, J. Effect of tool geometry variation on finish turning - A review. **Journal of Engineering Science and Technology Review**, v. 4, n. 1, p. 1–13, 2011.
- DOSBAEVA, G. K. et al. Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 50, p. 1–8, 2015.
- DUCOBU, F. et al. Finite element prediction of the tool wear influence in Ti6Al4V machining. **Procedia CIRP**, v. 31, p. 124–129, 2015.
- EIAMSA-ARD, S.; PROMVONGE, P. Review of Ranque-Hilsch effects in vortex tubes. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 12, n. 7, p. 1822–1842, 2008.
- EL HAKIM, M. A. et al. Effect of secondary hardening on cutting forces, cutting temperature, and tool wear in hard turning of high alloy tool steels. **Measurement: Journal of the International Measurement Confederation**, v. 65, p. 233–238, 2015.
- ELSADEK, A. A. et al. Prediction and optimization of cutting temperature on hard-turning of AISI H13 hot work steel. **SN Applied Sciences**, v. 2, n. 4, p. 1–12, 2020.
- ESCOBAR, J. D. et al. Austenite reversion kinetics and stability during tempering of a Ti-stabilized supermartensitic stainless steel: Correlative in situ synchrotron x-ray diffraction and dilatometry. **Acta Materialia**, v. 138, p. 92–99, 2017.
- FRIEDMAN, M. Y.; LENZ, E. Investigation of the tool-chip contact length in metal cutting. **International Journal of Machine Tool Design and Research**, v. 10, n. 4, p. 401–416, 1970.
- GODBOLE, R.; RAMAKRISHNA, P. A. Design guidelines for the vortex tube. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 118, n. November 2019, p. 110169, 2020.
- GREGORIO, A. et al. Tribology of metal cutting: Newly formed underside of chip. **Procedia CIRP**, v. 82, p. 136–141, 2019.
- GUO, X. et al. A critical review on the flow structure studies of Ranque–Hilsch vortex tubes. **International Journal of Refrigeration**, v. 104, p. 51–64, 2019.
- HAN, S. et al. White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of AISI 1045 annealed steel. **Materials Science and Engineering A**, v. 488, n. 1–2, p. 195–204, 2008.
- HILSCH, R. The use of the expansion of gases in a centrifugal field as cooling process. **Review of Scientific Instruments**, v. 18, n. 2, p. 108–113, 1947.
- HOSSEINI, S. B. et al. Cutting temperatures during hard turning - Measurements and effects on white layer formation in AISI 52100. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 214, n. 6, p. 1293–1300, 2014.
- HU, Z. et al. Energy Separation for Ranque-Hilsch Vortex Tube: A short review. **Thermal Science and Engineering Progress**, v. 19, n. April, p. 100559, 2020.

- HUANG, Y.; LIANG, S. Y. Modelling of the cutting temperature distribution under the tool flank wear effect. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science**, v. 217, n. 11, p. 1195–1208, 2003.
- JEROLD, B. D.; KUMAR, M. P. Machining of AISI 316 stainless steel under carbon-dioxide cooling. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 27, n. 10, p. 1059–1065, 2012.
- JIANXIN, D. et al. Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels. **Wear**, v. 270, n. 7–8, p. 520–527, 2011.
- JIANXIN, D.; YOUSHENG, L.; WENLONG, S. Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools. **Wear**, v. 265, n. 11–12, p. 1776–1783, 2008.
- KHAN, A. A.; AHMED, M. I. Improving tool life using cryogenic cooling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 196, n. 1–3, p. 149–154, 2008.
- KHAN, A.; MAITY, K. Influence of cutting speed and cooling method on the machinability of commercially pure titanium (CP-Ti) grade II. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 31, p. 650–661, 2018.
- KLOCKE, F.; LORTZ, W.; TRAUTH, D. Analysis of the dynamic chip formation process in turning. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 135, n. November 2017, p. 313–324, 2018.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of the metal cutting process Part I - temperature rise distribution due to shear plane heat source. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 42, n. 9, p. 1715–1752, 2000.
- KRYZHANIVSKYY, V. et al. Heat flux in metal cutting: Experiment, model, and comparative analysis. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 134, n. March, p. 81–97, 2018.
- KURNIAWAN, R. et al. Machinability of modified Inconel 713C using a WC TiAlN-coated tool. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 57, n. August 2019, p. 409–430, 2020.
- LAGRANDEUR, J. et al. Exergy analysis of the flow process and exergetic optimization of counterflow vortex tubes working with air. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 152, p. 119527, 2020.
- LI, N. et al. Experimental study of the impacts of cold mass fraction on internal parameters of a vortex tube. **International Journal of Refrigeration**, v. 104, p. 151–160, 2019.
- LIAN, Y. et al. Effect of 0.2 and 0.5% Ti on the microstructure and mechanical properties of 13Cr supermartensitic stainless steel. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 24, n. 11, p. 4253–4259, 2015.
- LIANG, J. S. Y.; SU, J. C. Residual stress modeling in orthogonal machining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 56, n. 1, p. 65–68, 2007.
- LIANG, X.; LIU, Z.; WANG, B. Dynamic recrystallization characterization in Ti-6Al-4V machined surface layer with process-microstructure-property correlations. **Applied Surface Science**, v. 530, n. July, p. 147184, 2020.
- LIN, S. et al. An investigation of workpiece temperature variation in end milling considering flank rubbing effect. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 73, p. 71–86, 2013.
- LONGBOTTOM, J. M.; LANHAM, J. D. A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures. **International Journal of Machine Tools**

and Manufacture, v. 46, n. 14, p. 1740–1747, 2006.

M'SAOUBI, R. et al. Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 96, n. 1–3, p. 225–233, 1999.

MACHADO, A. R., COELHO, R. T., ABRAO, A. M., DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2015.

MAIER, H. J. et al. Towards Dry Machining of Titanium-Based Alloys : A New Approach Using an Oxygen-Free Environment. **Metals**, v. 10, n. 1161, p. 3–8, 2020.

MATILIUNAITE, M.; PAULAUSKIENE, T. From concept to practice: manufacturing of bio-lubricants from renewable resources. **Biomass Conversion and Biorefinery**, v. 9, n. 2, p. 353–361, 2019.

MEDDOUR, I. et al. Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, n. 5–8, p. 1387–1399, 2015.

MIA, M. et al. Influence of Ranque-Hilsch vortex tube and nitrogen gas assisted MQL in precision turning of Al 6061-T6. **Precision Engineering**, v. 53, n. March, p. 289–299, 2018.

MISHRA, S. K.; GHOSH, S.; ARAVINDAN, S. Temporal and spatial crater wear prediction of WC/Co tools during dry turning of Ti6Al4V alloy. **Wear**, v. 448–449, n. February, p. 203229, 2020.

MOLINARI, A.; NOUARI, M. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. **Wear**, v. 252, n. 1–2, p. 135–149, 2002.

MONDELIN, A. et al. Characterisation of surface martensite-austenite transformation during finish turning of an AISI S15500 stainless steel. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, v. 15, n. 1–2, p. 101–121, 2014.

NALBANT, M.; YILDIZ, Y. Effect of cryogenic cooling in milling process of AISI 304 stainless steel. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)**, v. 21, n. 1, p. 72–79, 2011.

NAVAS, V. G.; GONZALO, O.; BENGOETXEA, I. Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 61, p. 48–57, 2012.

NAVES, V. T. G.; DA SILVA, M. B.; DA SILVA, F. J. Evaluation of the effect of application of cutting fluid at high pressure on tool wear during turning operation of AISI 316 austenitic stainless steel. **Wear**, v. 302, n. 1–2, p. 1201–1208, 2013.

NIESSEN, F. et al. In situ techniques for the investigation of the kinetics of austenitization of supermartensitic stainless steel. **Materials Science Forum**, v. 879, p. 1381–1386, 2017.

NOORAIE, R. Y.; SAFARI, M.; PAK, A. Tool wear estimation in machining based on the flank wear inclination angle changes using the FE method. **Machining Science and Technology**, v. 24, n. 3, p. 425–445, 2020.

NOORDIN, M. Y.; VENKATESH, V. C.; SHARIF, S. Dry turning of tempered martensitic stainless tool steel using coated cermet and coated carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 185, n. 1–3, p. 83–90, 2007.

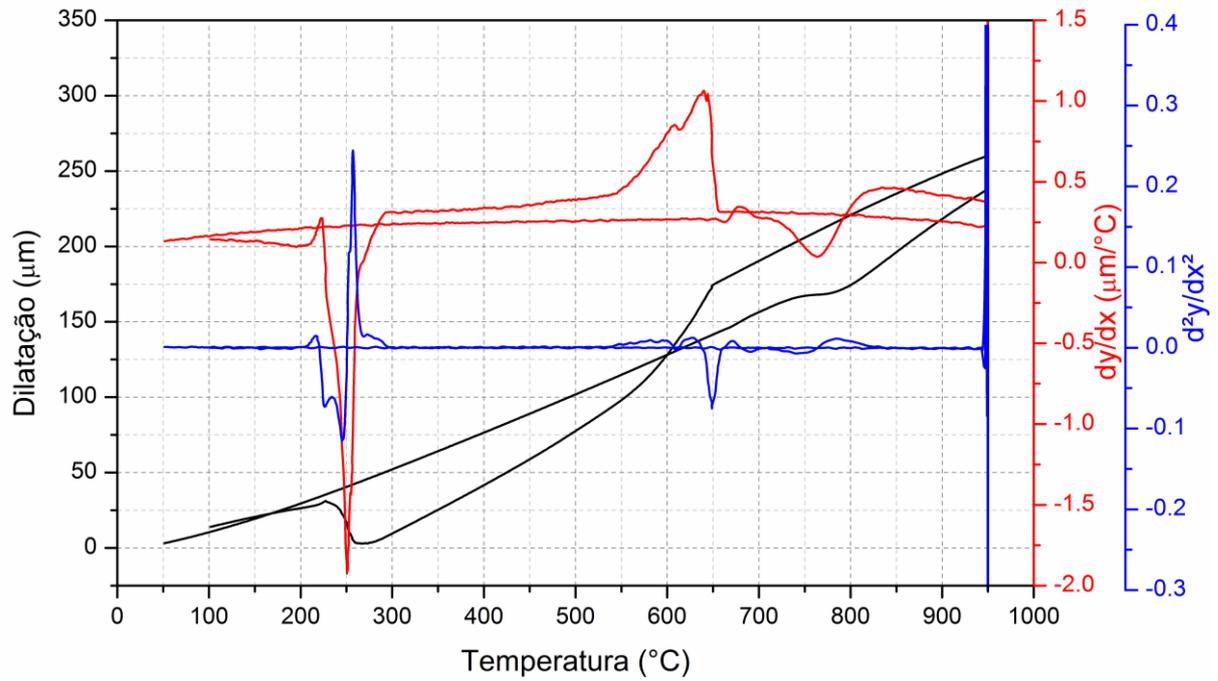
OLORTEGUI-YUME, J. A.; KWON, P. Y. Local crater wear prediction using physics-based

- models. **Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME**, v. 132, n. 5, 2010.
- ÖZBEK, O.; SARUHAN, H. The effect of vibration and cutting zone temperature on surface roughness and tool wear in eco-friendly MQL turning of AISI D2. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 9, n. 3, p. 2762–2772, 2020.
- PARK, R. M. Risk Assessment for Metalworking Fluids and Respiratory Outcomes. **Safety and Health at Work**, v. 10, n. 4, p. 428–436, 2019.
- PENG, B. et al. Development and validation of a new friction model for cutting processes. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, n. 11–12, p. 4357–4369, 2020.
- RAMESH, A.; MELKOTE, S. N. Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 3–4, p. 402–414, 2008.
- RANQUE, G. J. **Method and Apparatus for Obtaining from a Fluid under Pressure Two Outputs of Fluid at Different Temperatures** US, 1934.
- RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 5, p. 543–550, 2003.
- ROSA, P. A. R.; GREGORIO, A. V. L.; DAVIM, J. P. The Role of Oxygen in Orthogonal Machining of Metals. In: SPRINGER (Ed.). **Measurement in Machining and Tribology**. [s.l: s.n.]. p. 49–88.
- RUBIO, E. M. et al. Cooling Systems Based on Cold Compressed Air: A Review of the Applications in Machining Processes. **Procedia Engineering**, v. 132, p. 413–418, 2015.
- SANTOS, D. V. Torneamento do aço inoxidável supermartensítico sob lubri-refrigeração com baixa e alta pressões. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2019.
- SANTOS, D. V. DOS; ABRÃO, A. M.; SANTOS, A. J. DOS. Avaliação da usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico na operação de torneamento. **Matéria (Rio de Janeiro)**, v. 25, n. 2, 2020.
- SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. 2. ed. New York: Oxford Univ. Press, 2005.
- SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 83–101, 2012.
- SU, G. et al. On cutting temperatures in high and ultrahigh-speed machining. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, n. 1–2, p. 73–83, 2020.
- THAKARE, H. R.; PAREKH, A. D. Experimental investigation & CFD analysis of Ranque–Hilsch vortex tube. **Energy**, v. 133, p. 284–298, 2017.
- TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. [s.l: s.n.].
- WANG, F.; JI, K.; GUO, Z. Microstructural analysis of failure progression for coated carbide tools during high-speed milling of Ti-6Al-4V. **Wear**, v. 456–457, n. May, p. 203356, 2020.
- WANG, P. et al. Effect of delta ferrite on impact properties of low carbon 13Cr-4Ni martensitic stainless steel. **Materials Science and Engineering A**, v. 527, n. 13–14, p. 3210–3216, 2010.

- WICKRAMASINGHE, K. C. et al. Recent advances on high performance machining of aerospace materials and composites using vegetable oil-based metal working fluids. **Journal of Cleaner Production**, v. 310, n. May, p. 127459, 2021.
- WITHERS, P. J.; BHADSHIA, H. K. D. H. Residual stress part 2 - Nature and origins. **Materials Science and Technology**, v. 17, n. 4, p. 366–375, 2001.
- WONG, T.; KIM, W.; KWON, P. Experimental support for a model-based prediction of tool wear. **Wear**, v. 257, n. 7–8, p. 790–798, 2004.
- XUE, Y. et al. Experimental investigation of the flow characteristics within a vortex tube with different configurations. **International Journal of Heat and Fluid Flow**, v. 75, n. January, p. 195–208, 2019.
- XUE, Y.; ARJOMANDI, M.; KELSO, R. A critical review of temperature separation in a vortex tube. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 34, n. 8, p. 1367–1374, 2010.
- YEN, Y. C.; JAIN, A.; ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 146, n. 1, p. 72–81, 2004.
- YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 9, p. 947–964, 2008.
- ZHANG, D. et al. Characterization of material strain and thermal softening effects in the cutting process. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 160, n. November 2020, p. 103672, 2021.
- ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q. A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling. **Wear**, v. 253, n. 9–10, p. 957–962, 2002.
- ZHAO, J. et al. Tool coating effects on cutting temperature during metal cutting processes: Comprehensive review and future research directions. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 150, p. 107302, 2021.
- ZHU, D.; ZHANG, X.; DING, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 64, p. 60–77, 2013.

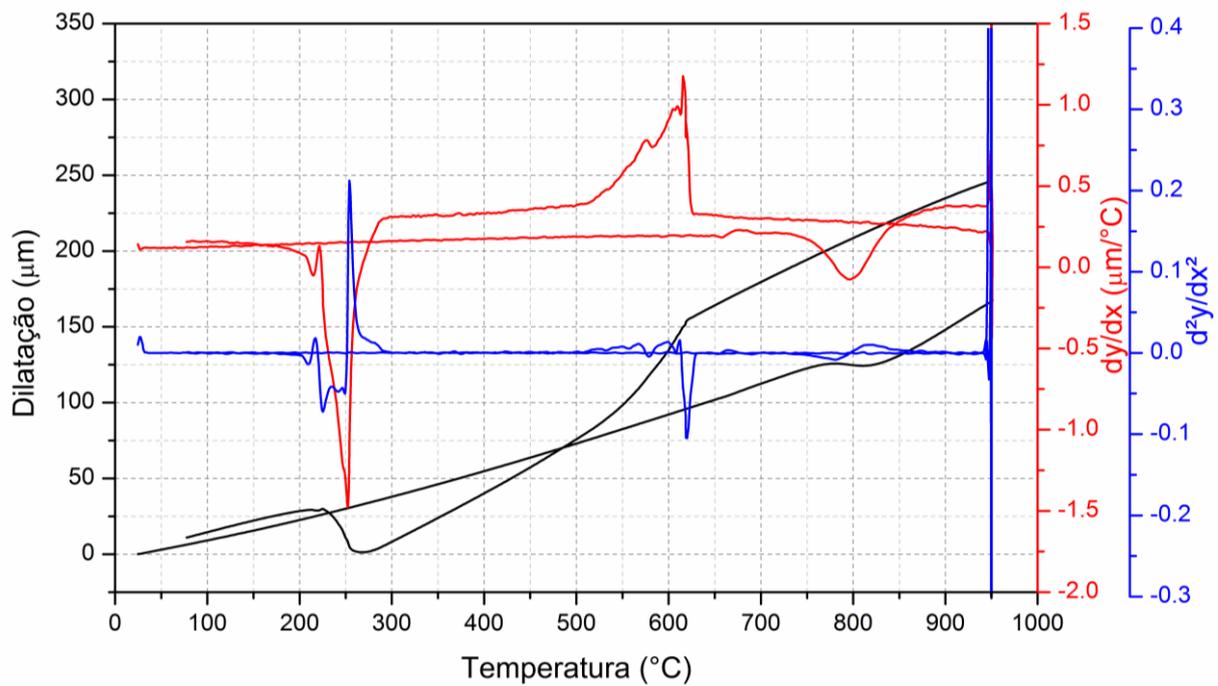
APÊNDICE A

Figura A.1: Dilatometria com taxa de aquecimento de 2 °C/s



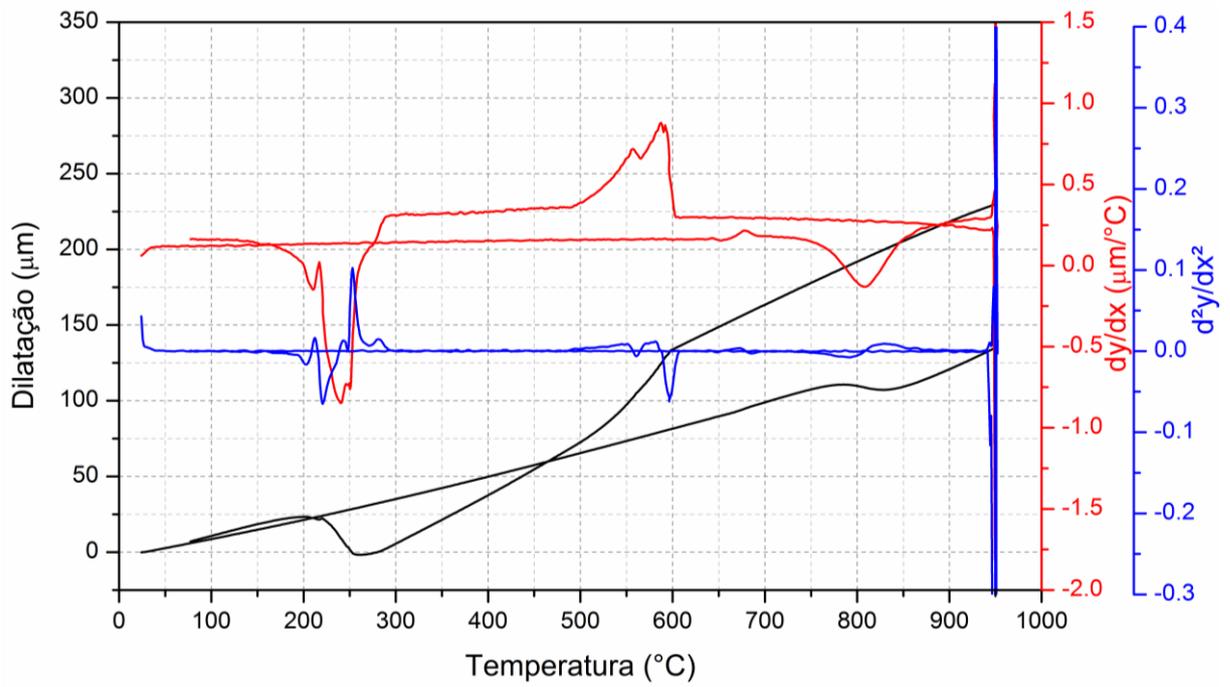
Fonte: Próprio autor

Figura A.2: Dilatometria com taxa de aquecimento de 10 °C/s



Fonte: Próprio autor

Figura A.3: Dilatometria com taxa de aquecimento de 20 °C/s



Fonte: Próprio autor

APÊNDICE B

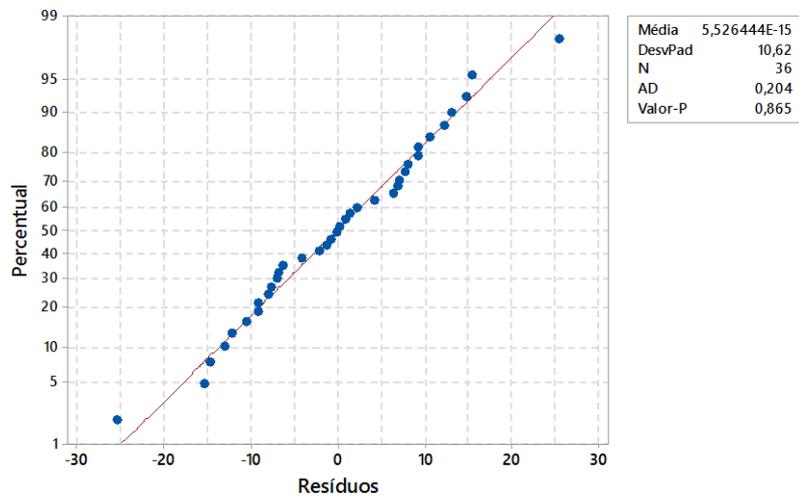
Tabela B.1: Resultado experimental

Ensaio	Variáveis de entrada			Respostas				
	f (mm/rev)	v _c (m/min)	Lubrificação	F _c (N)	F _p (N)	F _a (N)	Ra (μm)	Rz (μm)
1	0,1	80	Ar refrigerado	292,29	196,41	183,87	0,70	4,50
2	0,1	80	Seco	268,36	200,17	193,99	0,73	4,60
3	0,3	80	Ar refrigerado	670,24	341,05	285,16	4,80	25,50
4	0,3	160	Seco	595,49	252,58	242,74	4,13	21,67
5	0,1	120	Jorro	265,46	175,82	163,95	0,60	4,00
6	0,3	80	Jorro	615,08	274,65	273,40	4,20	22,00
7	0,3	120	Seco	606,62	232,15	229,30	4,73	26,67
8	0,1	120	Seco	283,45	175,09	167,01	0,40	3,00
9	0,1	160	Jorro	251,92	159,62	148,47	0,53	3,67
10	0,3	160	Ar refrigerado	569,53	228,73	209,73	3,20	16,00
11	0,1	160	Ar refrigerado	245,96	172,58	161,41	0,60	5,50
12	0,1	120	Ar refrigerado	251,99	175,21	166,23	0,60	4,00
13	0,3	160	Jorro	589,44	231,95	216,18	4,00	24,00
14	0,3	120	Jorro	614,38	269,79	232,90	4,00	23,50
15	0,3	80	Seco	633,05	295,30	265,47	3,20	16,00
16	0,3	120	Ar refrigerado	608,21	256,28	237,09	3,93	21,00
17	0,1	160	Seco	259,21	160,01	149,91	0,40	3,00
18	0,1	80	Jorro	286,57	183,41	176,73	0,60	4,33
19	0,1	80	Seco	276,70	203,31	190,69	0,73	4,67
20	0,1	160	Seco	255,00	172,88	156,67	0,80	5,00
21	0,3	120	Jorro	614,77	261,09	240,99	3,60	19,67
22	0,3	120	Seco	592,43	262,80	243,33	2,87	15,00
23	0,3	80	Seco	634,61	320,29	292,20	3,56	17,53
24	0,1	160	Ar refrigerado	270,19	176,64	161,63	0,80	5,00
25	0,3	120	Ar refrigerado	589,98	257,23	238,33	3,95	16,43
26	0,1	120	Ar refrigerado	267,17	179,36	168,16	0,65	4,07
27	0,3	160	Seco	577,08	243,28	223,92	3,91	19,77
28	0,1	80	Jorro	257,07	184,06	175,67	0,94	5,23
29	0,3	80	Ar refrigerado	649,09	300,86	281,01	3,87	19,67
30	0,1	120	Seco	286,07	187,02	174,55	1,19	5,37
31	0,1	80	Ar refrigerado	266,12	196,99	188,63	1,23	6,00
32	0,1	160	Jorro	238,02	151,13	144,28	0,67	4,27
33	0,3	160	Ar refrigerado	620,25	250,50	233,00	3,05	14,70
34	0,3	160	Jorro	605,43	255,20	230,82	3,29	16,70
35	0,3	80	Jorro	645,77	296,31	269,84	3,44	17,07
36	0,1	120	Jorro	252,74	162,39	156,02	0,87	6,60

Fonte: Próprio autor

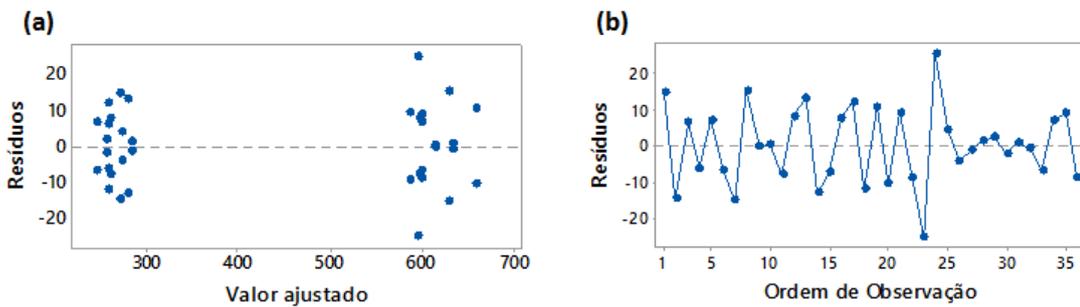
APÊNDICE C

Figura C.1: Teste de normalidade para os resíduos da força de corte



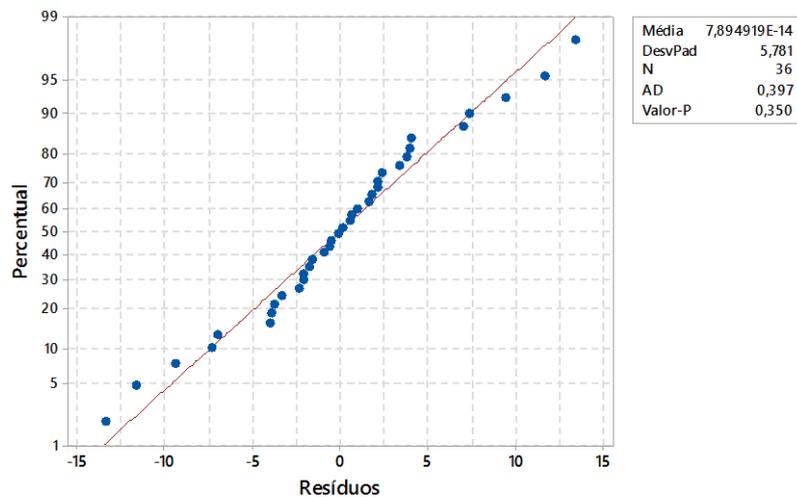
Fonte: Próprio autor.

Figura C.2: Disposição dos resíduos da força de corte: (a) resíduos versus valor ajustado (b) resíduos versus ordem de observação



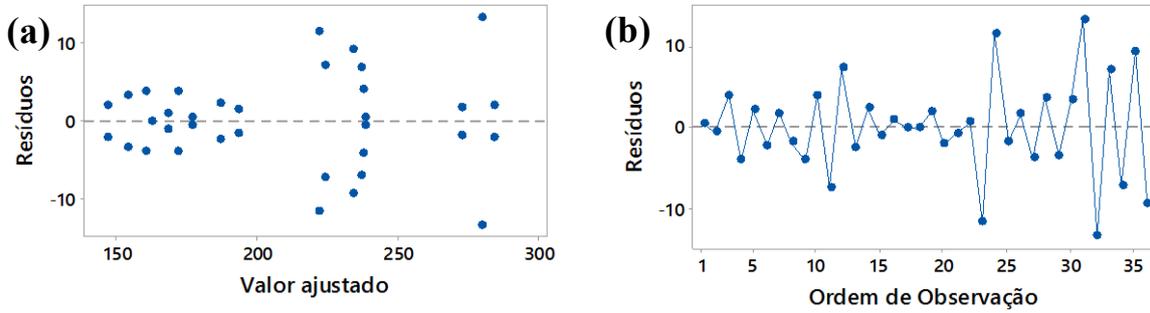
Fonte: Próprio autor.

Figura C.3: Teste de normalidade para os resíduos da força de avanço



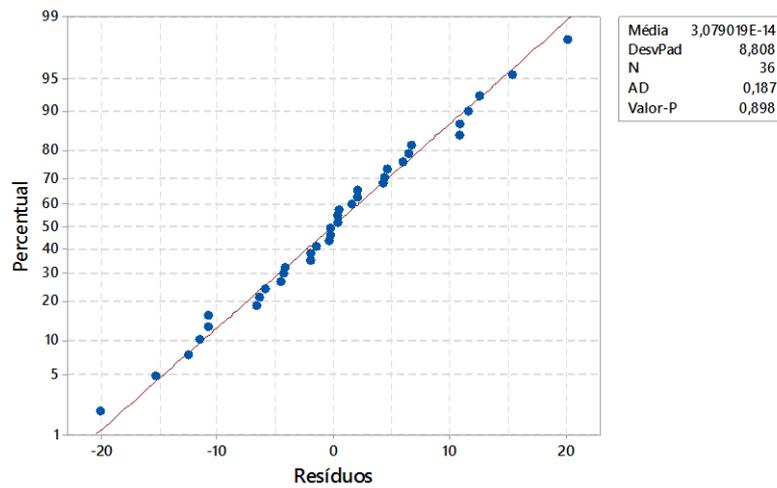
Fonte: Próprio autor.

Figura C.4: Disposição dos resíduos da força de avanço: (a) resíduos versus valor ajustado (b) resíduos versus ordem de observação



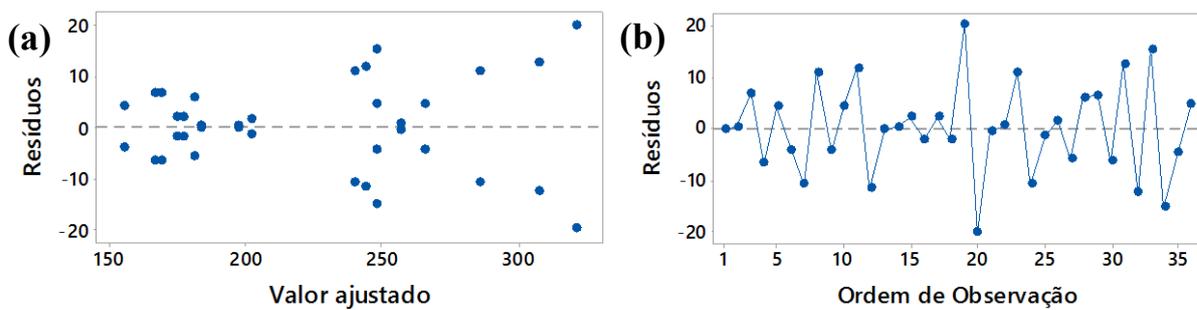
Fonte: Próprio autor.

Figura C.5: Teste de normalidade para os resíduos da força passiva



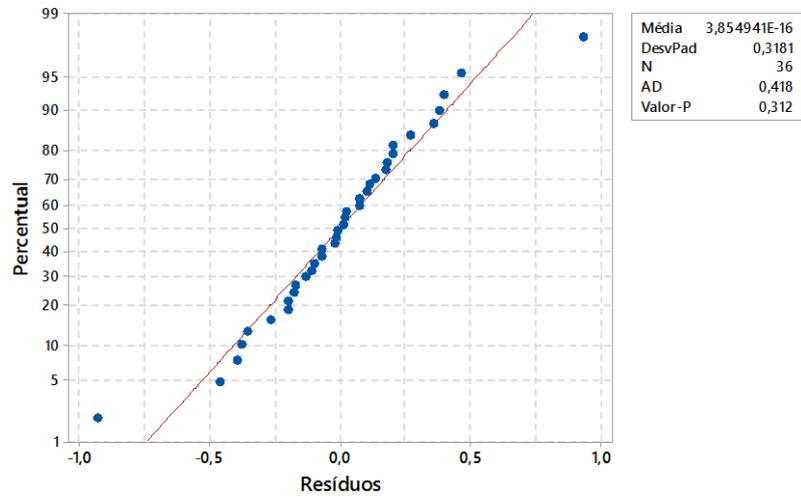
Fonte: Próprio autor.

Figura C.6: Disposição dos resíduos da força passiva: (a) resíduos versus valor ajustado (b) resíduos versus ordem de observação



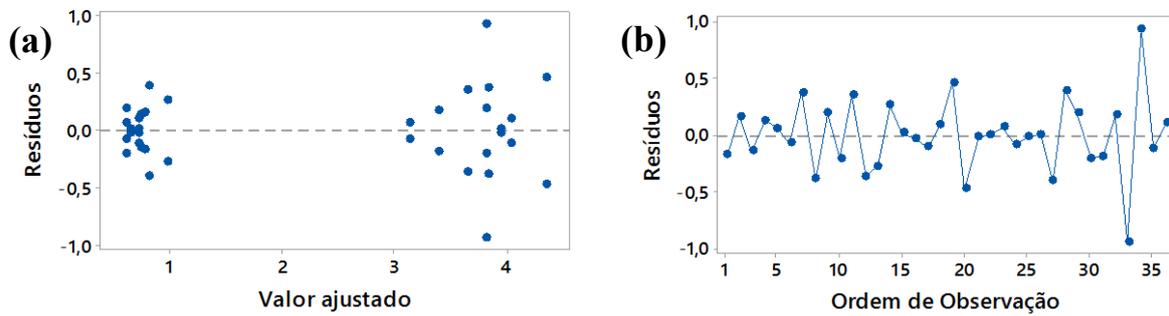
Fonte: Próprio autor.

Figura C.7: Teste de normalidade para os resíduos da rugosidade média aritmética (Ra)



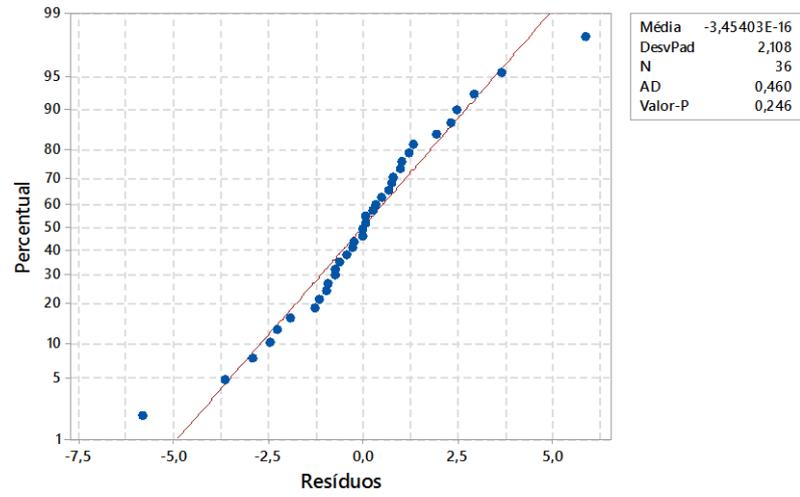
Fonte: Próprio autor.

Figura C.8: Disposição dos resíduos da rugosidade média aritmética (Ra): (a) resíduos versus valor ajustado (b) resíduos versus ordem de observação



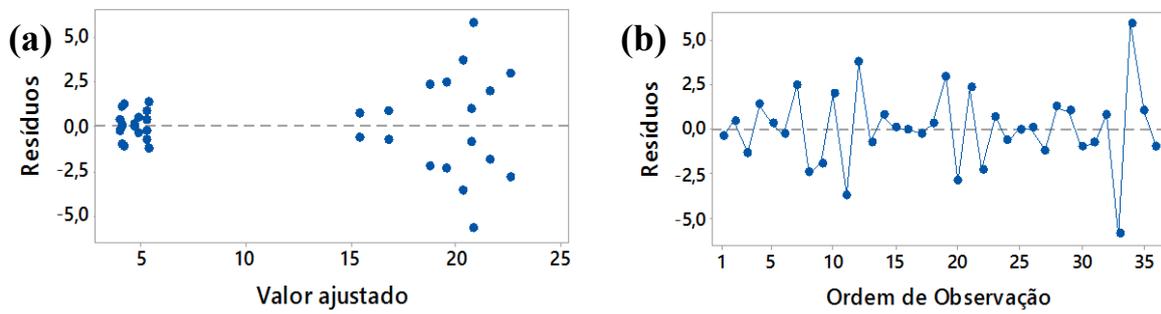
Fonte: Próprio autor.

Figura C.9: Teste de normalidade para os resíduos da altura máxima do perfil (Rz)



Fonte: Próprio autor.

Figura C.10: Disposição dos resíduos da altura máxima do perfil (Rz): (a) resíduos versus valor ajustado (b) resíduos versus ordem de observação



Fonte: Próprio autor.