



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU

DANIEL DA MOTTA GONÇALVES

**AVALIAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE CLASSIFICADOS PELO
PONTO DE LEIDENFROST DURANTE O TORNEAMENTO DO AÇO
SAE 52100**

Bauru

2022

DANIEL DA MOTTA GONÇALVES

**AVALIAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE CLASSIFICADOS PELO
PONTO DE LEIDENFROST DURANTE O TORNEAMENTO DO AÇO
SAE 52100**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, como requisito à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Professor Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez.

Bauru

2022

Gonçalves, Daniel da Motta.

Avaliação dos fluidos de corte classificados pelo ponto de Leidenfrost durante o torneamento do aço SAE 52100 / Daniel da Motta Gonçalves, 2022
65 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2022

1.Usinagem 2.Fluidos de corte. 3.Efeito Leidenfrost. 4.Torneamento. 5. SAE 52100. I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE DANIEL DA MOTTA GONÇALVES, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA - CÂMPUS DE BAURU.

Aos 10 dias do mês de fevereiro do ano de 2022, às 09:00 horas, por meio de Videoconferência, realizou-se a defesa de DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de DANIEL DA MOTTA GONÇALVES, intitulada **AVALIAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE CLASSIFICADOS PELO PONTO DE LEIDENFROST DURANTE O TORNEAMENTO DO AÇO SAE 52100**. A Comissão Examinadora foi constituída pelos seguintes membros: Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ (Orientador(a) - Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru - UNESP, Prof. Dr. EDUARDO CARLOS BIANCHI (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru - UNESP, Prof. Dr. RENAN LUIS FRAGELLI (Participação Virtual) do(a) Núcleo Técnico em Mecânica / Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo - Itaquaquecetuba. Após a exposição pelo mestrando e arguição pelos membros da Comissão Examinadora que participaram do ato, de forma presencial e/ou virtual, o discente recebeu o conceito final: APROVADO . Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após lida e aprovada, foi assinada pelo(a) Presidente(a) da Comissão Examinadora.

Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ



Aos meus pais Alcindo (*in memoriam*) e
Teresinha, à minha esposa Maria Fernanda, a
quem dedico todo meu carinho e amor.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela proteção, por me dar condições plenas de superar todas as dificuldades e desafios nesta fase da minha vida, por ter colocado as pessoas certas no meu caminho que de certa maneira me ajudaram muito nesta jornada.

Aos meus familiares, ao meu irmão André pelo incentivo em seguir nesta carreira e em especial a minha mãe Teresinha, pelo seu apoio e sua compreensão nos momentos que estive ausente.

A minha esposa Maria Fernanda, por sempre estar ao meu lado e pela paciência nestes últimos anos de estudo, pois sem seu apoio, esta caminhada certamente teria sido muito mais difícil.

Agradeço ao Instituto Federal de São Paulo – ISFP, campus de Araraquara, por conceder o afastamento das minhas atividades para participação no programa de pós-graduação na UNESP, por disponibilizar os laboratórios de Fabricação Mecânica e Materiais, que foram imprescindíveis para a realização desta pesquisa.

Aos colegas de trabalho, professores do IFSP Araraquara, por assumirem minhas disciplinas durante o período do meu afastamento.

Agradeço imensamente ao amigo e professor Dr. Célio Caminaga, do IFSP Araraquara, por todo suporte e orientação com a preparação das amostras para microscopia óptica no Laboratório de Materiais do IFSP.

Ao amigo e professor Me. Sílvio Verdério Júnior, do IFSP Araraquara, pelo incentivo, ajuda e conselhos dados para a realização deste trabalho.

Meus agradecimentos ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UNESP Bauru, aos professores e colegas da pós-graduação que de forma direta ou indireta, contribuíram para que este trabalho fosse concluído.

Agradeço ao professor Dr. Renan Luis Fragelli por todas as contribuições valiosas para o desenvolvimento desta pesquisa.

Por fim, agradeço especialmente ao meu orientador, professor Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pela oportunidade concedida, por ter contribuído imensamente com a minha formação, com ensinamentos e orientação indispensáveis para a realização deste trabalho.

RESUMO

Introdução: Fluidos de corte são amplamente aplicados pelo método convencional com a finalidade de lubri-refrigerar a interface cavaco-ferramenta, onde a transferência de calor ocorre por convecção forçada em baixa pressão. Logo, a menor capacidade refrigerante deste método em relação aos demais provavelmente ocorre devido ao efeito Leidenfrost, responsável pela formação de uma película de vapor, que impede o contato entre o fluido e a superfície aquecida. Embora o efeito Leidenfrost seja amplamente estudado em diversas aplicações, no qual o rápido resfriamento é necessário, existe a carência de trabalhos que estudem a influência deste efeito na usinagem dos materiais. **Objetivo:** Diante do exposto, o presente trabalho tem o objetivo avaliar, durante o torneamento do aço SAE 52100 recozido e esferoidizado, o efeito lubri-refrigerante dos fluidos de corte previamente classificados pelo ponto de Leidenfrost. **Métodos:** Para tanto, corpos de prova foram torneados com parâmetros de corte constantes e submetidos a lubri-refrigeração convencional por tipos de fluidos de corte variados em Emulsões, fluidos Sintéticos e Semissintéticos, aplicados em três concentrações diferentes para cada tipo. Os resultados da temperatura de usinagem, desgaste da ferramenta de corte e da integridade superficial das amostras foram analisados e relacionados com a Temperatura de Leidenfrost (TLF) dos respectivos fluidos de corte. **Resultados:** Como resultado geral, os fluidos Sintéticos apresentaram maior capacidade de refrigeração, seguido pelos Semissintéticos e Emulsões. Entretanto, o fluido Semissintético em concentração de 1,25% resultou na menor temperatura de usinagem com redução 37,9% em relação a Emulsão 2,5% que resultou na maior temperatura. As Emulsões resultaram em menor desgaste da ferramenta de corte, seguido pelos fluidos Semissintéticos e Sintéticos. Ambas as Emulsões a 5% e 10% reduziram em 38,8% o desgaste em relação ao fluido Sintético a 4%, que resultou no maior desgaste. Ao comparar diferentes tipos de fluidos com mesma TLF, a temperatura de usinagem apresentou diferença de 10% a 15% nos resultados, e o desgaste apresentou diferença 25% a 62% nos resultados. A análise por tipo de fluido mostrou que apenas para fluidos Semissintéticos, quanto maior a TLF, menor a temperatura de usinagem. Com relação ao desgaste da ferramenta, para Emulsões e fluidos Sintéticos, quanto maior a TLF, maior o desgaste. As Emulsões a 5% e 10% e o fluido Sintético a 10% resultaram na menor rugosidade, com redução de 17%. A análise microestrutural e de microdureza mostraram ausência de alterações em decorrência do uso dos diferentes fluidos de corte. **Conclusões:** Para as condições de usinagem empregadas neste trabalho, todos os fluidos são capazes de remover calor da interface e evitam significativas alterações microestruturais no material usinado. Devido a diferença de condutividade térmica dos fluidos, não há relação da TLF com a temperatura de usinagem para fluidos de mesma TLF. Dadas as diferentes propriedades tribológicas, também não há relação com o desgaste da ferramenta quando fluidos de mesma TLF são aplicados. Por fim, os resultados indicaram que fluidos de corte com maior TLF nem sempre promovem menor temperatura de usinagem e desgaste da ferramenta de corte.

Palavras-chave: Usinagem. Fluidos de corte. Efeito Leidenfrost. Torneamento. SAE 52100.

ABSTRACT

Introduction: Cutting fluids applied by the conventional method are widely used to lubricate and cool the tool-chip interface, when the heat transfer occur in forced convection at low pressure. Therefore, the conventional method has a lower refrigerating capacity than the other methods, probably caused by Leidenfrost effect, that is the phenomenon in which is formed a vapor layer of low thermal conductivity, which prevents the contact between the cutting fluid and the tool-chip interface. Although the Leidenfrost effect is widely studied in several applications where fast cooling is necessary, there is a lack of researches concerning the influence of this effect on machining of materials. **Objective:** Given the above, the present work aims to evaluate the lubrication-cooling effect of cutting fluids previously classified by Leidenfrost point, during turning of spheroidized and annealed SAE 52100 steel. **Methods:** For this purpose, specimens were turned with fixed cutting parameters, using conventional method to apply varied cutting fluids conditions (Emulsions, Synthetic and Semi-synthetic), which were applied in three different concentrations for each type of fluid. Then, the results of machining temperature, tool wear and surface integrity of the samples were analyzed and correlated with the Leidenfrost Temperature (LFT) of the respective cutting fluids. **Results:** As a result, in general, Synthetic fluids application provided lower machining temperatures followed by Semi-synthetics and Emulsions. However, the semi-synthetic fluid at concentration of 1.25% resulted in lowest machining temperature, with 37.9% reduction in relation to Emulsion at concentration of 2.5% (higher machining temperature). Emulsions resulted in lowest wear of the cutting tool, Semi-synthetic fluids in intermediate wear and Synthetics in highest wear. Both 5% and 10% Emulsions reduced 38.8% of wear compared to 4% Synthetic fluid, which resulted in highest tool wear. When compared different types of fluids with the same LFT, the results of machining temperature showed a difference between 10% and 15%, and the tool wear results showed a difference between 25% to 62%. The analysis based on the type of cutting fluid showed that only the Semi-synthetic fluids with higher LTF provided lower machining temperature. With respect to tool wear, both the Emulsions and Synthetic fluids with higher LFT provided higher tool wear. Emulsions at 5% and 10%, and Synthetic fluid at 10% resulted in the lowest roughness, with a reduction of 17%. The microstructural and microhardness analysis showed no significant differences due to the use of different cutting fluids. **Conclusions:** All analyzed cutting fluids were capable of remove heat from tool-chip interface and had avoided microstructural changes in workpiece material. Due to the thermal conductivity difference of the fluids, there is no correlation between the TLF and the machining temperature when fluids with same TLF are applied. Given the different tribological properties, there is also no correlation between the TLF and tool wear when fluids with same TLF are applied. Finally, the results indicated that cutting fluids with higher TLF do not always promote lower machining temperature and cutting tool wear.

Keywords: Machining. Leidenfrost efect. Cutting fluids. Turning. SAE 52100.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Efeito Leidenfrost.....	29
Figura 2.2 – Curva de ebulição para água a 1 atm.	30
Figura 2.3 – Efeito do aumento da pressão na lubri-refrigeração.	32
Figura 2.4 – Efeito da adição de nanopartículas no lubri-refrigerante.	33
Figura 2.5 – Efeito da texturização das superfícies da ferramenta de corte.	34
Figura 2.6 – Ocorrência de cavitação na superfície de folga.....	35
Figura 2.7 – Curva de ebulição associada ao tempo de evaporação sobre uma superfície aquecida.	39
Figura 2.8 – Curva resfriamento.....	40
Figura 2.9 – Curva resfriamento comparativa entre água e emulsão.	40
Figura 2.10 – Esquema experimental para obter a curva de resfriamento de fluidos de corte.	41
Figura 2.11 – Curva de resfriamento dos fluidos de corte.....	42
Figura 3.1 – Matriz Experimental.....	45
Figura 3.2 – Fluxograma dos experimentos.	46
Figura 3.3 – Torno mecânico Magnum Cut.	46
Figura 3.4 – Sistema de lubri-refrigeração.	49
Figura 3.5 – Dimensões dos corpos de prova.....	51
Figura 3.6 – Dispositivo de fixação dos corpos de prova.....	51
Figura 3.7 – Geometria da ferramenta de corte.	52
Figura 3.8 – Porta-ferramentas.	52
Figura 3.9 – Comportamento da temperatura de usinagem durante os ensaios preliminares.	56
Figura 3.10 – Curva de temperatura dos testes preliminares.....	57
Figura 3.11 – Progressão do desgaste de flanco médio durante os ensaios preliminares.....	58
Figura 3.12 – Rugosidade dos ensaios preliminares.	59
Figura 3.13 – Definição dos parâmetros de corte baseado na temperatura de usinagem.	60
Figura 3.14 – Definição dos parâmetros de corte baseado no desgaste de flanco médio.....	60
Figura 3.15 – Montagem do aparato para os ensaios de usinagem.	62
Figura 3.16 – Esquema de usinagem dos corpos de prova.....	62
Figura 3.17 – Adaptação do porta-ferramentas.	64
Figura 3.18 – Adaptação do calço do inserto.	64
Figura 3.19 – Montagem do termopar no porta-ferramentas.....	65

Figura 3.20 – Sistema de aquisição de temperatura.	65
Figura 3.21 – Medição do desgaste de flanco médio.	66
Figura 3.22 – Medição da rugosidade.	66
Figura 3.23 – Preparação das amostras.	67
Figura 3.24 – Microscopia óptica.	68
Figura 3.25 – Esquema de distribuição das indentações para medição da microdureza.	70
Figura 4.1 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 2,5%).	72
Figura 4.2 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 5%).	72
Figura 4.3 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 10%).	73
Figura 4.4 – Temperatura de usinagem (Emulsões - 2,5%, 5% e 10%).	73
Figura 4.5 – Temperatura de usinagem (Sintético - 4%).	74
Figura 4.6 – Temperatura de usinagem (Sintético - 7%).	75
Figura 4.7 – Temperatura de usinagem (Sintético - 10%).	75
Figura 4.8 – Temperatura de usinagem (Sintéticos - 4%, 7% e 10%).	76
Figura 4.9 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 1,25%).	77
Figura 4.10 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 2,5%).	77
Figura 4.11 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 5%).	78
Figura 4.12 – Temperatura de usinagem (Semissintéticos – 1,25%, 2,5% e 5%).	78
Figura 4.13 – Síntese dos resultados de temperatura de usinagem.	79
Figura 4.14 – Temperatura inicial de usinagem.	80
Figura 4.15 – Correlação entre a temperatura de usinagem, TLF e tempo de refrigeração.	81
Figura 4.16 – Representação das regiões de formação do filme de vapor na interface.	83
Figura 4.17 – Comportamento típico do desgaste com o tempo.	83
Figura 4.18 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 2,5%).	84
Figura 4.19 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 5%).	85
Figura 4.20 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 10%).	85
Figura 4.21 – Progressão do desgaste de flanco médio (EM-2,5, EM-5 e EM-10).	86
Figura 4.22 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 4%).	86
Figura 4.23 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 7%).	87
Figura 4.24 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 10%).	87
Figura 4.25 – Progressão do desgaste de flanco médio (SI-4, SI-7 e SI-10).	88
Figura 4.26 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 1,25%).	88
Figura 4.27 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 2,5%).	89

Figura 4.28 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 5%).	89
Figura 4.29 – Progressão do desgaste de flanco médio (SS-1,25, SS-2,5 e SS-5).	90
Figura 4.30 – Síntese dos resultados de desgaste de flanco médio.	91
Figura 4.31 – Formação da APC e progressão do desgaste de flanco.	92
Figura 4.32 – Correlação entre o <i>VBB</i> e a TLF.	93
Figura 4.33 – Resultados de rugosidade média <i>Ra</i> .	95
Figura 4.34 – Correlação da rugosidade com a TLF.	96
Figura 4.35 – Micrografia do SAE 5200 usinado sob condições não severas.	97
Figura 4.36 – Microdureza (Emulsão - 2,5%, 5% e 10%).	102
Figura 4.37 – Microdureza (Sintéticos - 4%, 7% e 10%).	103
Figura 4.38 – Microdureza (Semissintéticos – 1,25%, 2,5% e 5%).	104
Figura 4.39 – Correlação da microdureza com temperatura de Leidenfrost.	105

LISTA DE QUADROS E TABELAS

Quadro 3.1 – Referências de parâmetros de corte na usinagem do SAE 52100.	53
Quadro 4.1 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com Emulsões.....	98
Quadro 4.2 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com fluidos Sintéticos.	99
Quadro 4.3 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com fluidos Semissintéticos.	100
Tabela 2.1 – Fluidos de corte: tipo e concentração.	41
Tabela 2.2 – Temperatura de Leidenfrost dos e capacidade de refrigeração fluidos de corte..	43
Tabela 3.1 – Fluidos de corte: quantidade utilizada de acordo com a concentração.....	48
Tabela 3.2 – Composição químicas do aço SAE 52100.....	50
Tabela 3.3 – Condições de usinagem dos ensaios preliminares.	54
Tabela 3.4 – Nomenclatura dos ensaios definitivos.	61

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Ag	Prata
Al	Alumínio
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
APC	Aresta postiça de corte
ANOVA	Análise de variância (<i>Analysis of variance</i>)
ASTM	Sociedade Americana para Ensaios e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
C	Carbono
Co	Cobalto
Cu	Cobre
CNC	Comando numérico computadorizado
Cr	Cromo
CVD	Deposição química de vapor (<i>Chemical vapor deposition</i>)
EDS	Espectroscopia por energia dispersiva (<i>Energy Dispersive Spectroscopy</i>)
FC	Fluido de corte
Fe ₃ O ₄	Óxido de Ferro
HB	Dureza Brinell
HV	Dureza Vickers
ISO	Organização Internacional de Normalização (<i>International Organization for Standardization</i>)
KCl	Cloreto de potássio
MD	Metal duro
MgSO ₄	Sulfato de magnésio
MQL	Mínima quantidade de lubrificante

Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
MWCNT	Nanotubos de carbono de paredes múltiplas (<i>Multi-walled carbon nanotubes</i>)
NaCl	Cloreto de sódio
Ni	Níquel
P	Fósforo
S	Enxofre
SAE	Sociedade de Engenheiros Automotivos (<i>Society of Automotive Engineers</i>)
Si	Silício
SiO ₂	Dióxido de silício
TLF	Temperatura de Leidenfrost
TiO ₂	Dióxido de titânio
TRM	Taxa de remoção de material
VMR	Volume de material removido
WC	Carbeto de tungstênio

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Massa atômica do material da superfície, kg
ap	Profundidade de corte, mm
c_p	Calor específico a pressão constante, J/(kg.K)
d_v	Comprimento médio da diagonal Vickers, μm
D	Diâmetro do bocal, m
D_i	Diâmetro inicial usinado, mm
D_f	Diâmetro final usinado, mm
f	Avanço, mm/rev
F	Força de indentação, gf
g	Aceleração da gravidade, m/s^2
h	Coefficiente convectivo de transferência de calor, $\text{W}/(\text{m}^2.\text{K})$
h_{fg}	Calor latente de vaporização, J/kg
k	Condutividade térmica do fluido, $\text{W}/(\text{m.K})$
k_s	Condutividade térmica da superfície, $\text{W}/(\text{m.K})$
k_v	Condutividade térmica em condições de vapor saturado, $\text{W}/(\text{m.K})$
l	Comprimento da aresta da ferramenta de corte, mm
l_f	Percurso de avanço, mm
l_u	Comprimento usinado, mm
n	Rotação, rpm
Nu	Número de Nusselt
P	Pressão, N/m^2
Pr	Número de Prandtl
Q	Vazão, l/min
$\dot{q}_{m\acute{a}x}$	Fluxo de calor máximo (crítico), W/m^2
$\dot{q}_{m\acute{i}n}$	Fluxo de calor mínimo, W/m^2
\dot{q}_s	Fluxo de calor na ebulição da superfície sólida para o fluido, W/m^2
Ra	Rugosidade média, μm
Re	Número de Reynolds
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta de corte, mm

s	Espessura da ferramenta de corte, mm
S	Área, m ²
t	Tempo, s
T_c	Temperatura crítica, K ou °C
T_l	Temperatura do líquido, K ou °C
T_{Leid}	Temperatura de Leidenfrost, K ou °C
T_{nh}	Temperatura de nucleação homogênea, K ou °C
T_s	Temperatura da superfície, K ou °C
T_{sat}	Temperatura de saturação do líquido, K ou °C
V	Velocidade, m/s
VB_B	Desgaste de flanco médio, μm
Vc	Velocidade de corte, m/min
\overline{Vc}	Velocidade de corte média, m/min
We	Número de Weber
α	Ângulo de folga da ferramenta
β	Parâmetro térmico de superfície, $\beta = (k_s \cdot \rho_s \cdot c_p)^{-1}$
γ	Ângulo de saída da ferramenta de corte
ΔT_e	Excesso de temperatura, K ou °C
ε_r	Ângulo de ponta da ferramenta
θ	Ângulo da face do indentador Vickers
μ	Viscosidade dinâmica, kg/(s.m)
μ_v	Viscosidade dinâmica condições de vapor saturado, kg/(s.m)
ρ	Massa específica, kg/m ³
ρ_l	Massa específica em condições de líquido saturado, kg/m ³
ρ_s	Massa específica da superfície, kg/m ³
ρ_v	Massa específica em condições de vapor saturado, kg/m ³
σ	Tensão superficial do fluido, N/m
τ_m	Tempo em que a gota atinge o diâmetro máximo de espalhamento, s
τ_t	Escala de tempo térmico $(k_s \cdot \rho_s \cdot c_{p,s} \cdot h^2)$, s
χ	Ângulo de posição da ferramenta de corte

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	25
2	REVISÃO DA LITERATURA	29
2.1	O efeito Leidenfrost	29
2.2	O efeito Leidenfrost na usinagem lubri-refrigerada	31
2.3	Métodos analíticos para predição da temperatura de Leidenfrost	35
2.3.1	Parâmetros influentes na temperatura de Leidenfrost	37
2.4	Métodos experimentais para determinar a temperatura de Leidenfrost	39
2.5	Estudo do efeito Leidenfrost em fluidos de corte	41
3	MATERIAIS E MÉTODOS	45
3.1	Procedimentos Experimentais	45
3.2	Fluidos de corte	48
3.3	Sistema de lubri-refrigeração	49
3.4	Corpos de prova	50
3.4.1	Preparação dos corpos de prova.....	50
3.4.2	Dispositivo de fixação dos corpos de prova.....	51
3.5	Ferramenta de corte	52
3.6	Ensaio preliminares para definição dos parâmetros de corte	53
3.6.1	Análise dos ensaios	55
3.6.1.1	Temperatura de usinagem	55
3.6.1.2	Desgaste de flanco médio	57
3.6.1.3	Rugosidade	58
3.6.2	Parâmetros de corte.....	59
3.7	Ensaio definitivos	61
3.8	Metodologia para obtenção e análise dos resultados	63
3.8.1	Aquisição de temperatura de usinagem	63
3.8.2	Medição do desgaste de flanco médio	65
3.8.3	Medição da rugosidade	66

3.8.4	Microscopia óptica.....	67
3.8.5	Microdureza	69
3.8.6	Análise estatística.....	70
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	71
4.1	Temperatura de usinagem.....	71
4.1.1	Emulsões	71
4.1.2	Fluidos Sintéticos.....	74
4.1.3	Fluidos Semissintéticos.....	76
4.1.4	Análise comparativa da temperatura de usinagem.....	79
4.2	Desgaste de flanco médio	83
4.2.1	Emulsões	84
4.2.2	Fluidos Sintéticos.....	86
4.2.3	Fluidos Semissintéticos.....	88
4.2.4	Análise comparativa do VB_B da ferramenta de corte	90
4.3	Rugosidade.....	94
4.4	Análise microestrutural	97
4.4.1	Emulsões	98
4.4.2	Fluidos Sintéticos.....	99
4.4.3	Fluidos Semissintéticos.....	100
4.4.4	Análise comparativa da microestrutura do material usinado	101
4.5	Microdureza.....	101
4.5.1	Emulsões	102
4.5.2	Fluidos Sintéticos.....	103
4.5.3	Fluidos Semissintéticos.....	104
4.5.4	Análise comparativa da microdureza do material usinado	105
5	CONCLUSÕES	107
	REFERÊNCIAS	109
	APÊNDICE A - ANÁLISE DE VARIÂNCIA PARA OS VALORES MÉDIOS DOS RESULTADOS EM FUNÇÃO DO TIPO DE FLUIDO DE CORTE E DA TEMPERATURA DE LEIDENFROST.	115
	APÊNDICE B - GRÁFICOS DOS EFEITOS DOS FATORES PRINCIPAIS E DAS INTERAÇÕES NOS RESULTADOS.	123

1 INTRODUÇÃO

A energia consumida na usinagem dos metais em grande é parte convertida em calor próximo da aresta da ferramenta de corte. Logo, vários problemas técnicos e econômicos da usinagem são causados direta ou indiretamente pelo aquecimento (TRENT, 1984).

Por esta razão, é importante compreender os fatores que influenciam a geração de calor na usinagem, como o material da peça e parâmetros de corte, e recorrer a técnicas para se trabalhar com a temperatura gerada sem grandes danos ao processo, ou reduzir o calor da zona de corte, como a utilização de ferramentas resistentes ao calor e o emprego de fluidos de corte (DINIZ *et al.*, 2006).

Os fluidos de corte são empregados na usinagem dos materiais com duas finalidades principais: a lubrificação da zona de corte em velocidades relativamente baixas e a refrigeração em velocidades relativamente altas (SHAW, 2005). Desta forma, possibilitam o aumento da vida da ferramenta de corte, proporcionado melhor acabamento da superfície usinada, aumento da velocidade de corte e conseqüente redução dos custos de produção.

Desde 1894, quando Taylor constatou o aumento da vida da ferramenta de corte em aproximadamente 40% ao aplicar água como refrigerante durante a usinagem do aço carbono, os fluidos de corte têm sido desenvolvidos e amplamente empregados nas operações de usinagem. Representam 5% do mercado global dos lubrificantes, sendo que 85% dos fluidos utilizados são de base mineral (BENEDICTO *et al.*, 2017).

Segundo Debnath *et al.* (2014), os fluidos de corte podem ser divididos em três classes principais: (1) fluidos gasosos; (2) óleos integrais de origem animal, vegetal ou mineral; (3) fluidos aquosos, como as emulsões compostas por óleo mineral, os fluidos sintéticos isentos de óleo mineral e os semissintéticos que combinam as propriedades das emulsões e fluidos sintéticos.

No entanto, os fluidos aquosos são predominantemente utilizados na indústria (SHARIF *et al.*, 2017), comumente aplicados pelo método convencional com fluxo abundante (BENEDICTO *et al.*, 2017).

Um fluido de corte com boas propriedades lubrificantes deve resistir a altas temperaturas e pressões sem vaporizar, possuir boas propriedades anti-fricção e anti-solda, possuir viscosidade adequada para fácil circulação e permitir aderência da superfície da ferramenta de corte (DINIZ *et al.*, 2006).

Ainda segundo Diniz *et al.* (2006), para que um fluido seja considerado bom refrigerante é necessário que apresente boa molhabilidade para estabelecer um bom contato térmico, alto calor específico e alta condutividade térmica, e então, retirar eficientemente o calor da interface cavaco-ferramenta.

Uma camada de vapor pode ser formada e impedir o contato entre fluido de corte e a interface cavaco-ferramenta, devido a temperatura da superfície ser significativamente maior que a temperatura de ebulição do fluido (JÄGER *et al.*, 2016). Este fenômeno é chamado de efeito Leidenfrost e marca o início do regime de ebulição em filme. O fluxo térmico atinge o valor mínimo e a transferência de calor ocorre por condução e radiação através da camada de vapor (INCROPERA *et al.*, 2008).

Assim sendo, a existência do efeito Leidenfrost é indesejada na refrigeração das operações de usinagem, pois o filme de vapor atuará como uma barreira que impede o contato direto entre o fluido e a interface cavaco ferramenta, podendo reduzir a eficiência do resfriamento.

Estudos deste efeito na usinagem ainda são restritos e se limitam a relatar a formação do filme de vapor e os métodos que podem minimizar o efeito de Leidenfrost, como o trabalho de Jäger *et al.* (2016) que associa presença de precipitados de Ca do fluido de corte na superfície de folga da ferramenta, a formação de um “filme de Leidenfrost”. Su *et al.* (2016) relatam que a refrigeração aplicada em alta pressão é capaz de romper a camada de vapor e eliminar o efeito de Leidenfrost, proporcionando melhores resultados em comparação com a refrigeração convencional. Segundo Behera *et al.* (2017) nanopartículas adicionadas no fluido de corte podem romper efetivamente a camada de vapor, promovendo maior espalhabilidade, contato de fluido com a zona de corte e resultam no aumento da taxa de refrigeração. Uma alternativa que possivelmente minimiza o efeito Leidenfrost, de acordo com Alagan *et al.*, (2018), é o emprego de insertos com superfícies texturizadas, pois tal recurso pode sustentar o fluido na zona de contato na superfície de saída e na superfície de folga, melhorando a taxa de transferência de calor.

Logo, é importante compreender o efeito Leidenfrost e sua influência na capacidade de refrigeração na usinagem. Entretanto, grande parte das pesquisas que estudam o efeito de Leidenfrost são destinadas às diversas áreas cujo controle de temperatura e o rápido resfriamento são requisitados, como o tratamento térmico por têmpera (KUMAR *et al.*, 2020), processos de conformação mecânica por laminação de chapas a quente (GRADECK *et al.*, 2011) e no resfriamento de emergência de reatores nucleares (KIM *et al.*, 2011).

Relevantes pesquisas são desenvolvidas em processos siderúrgicos, com destaque para Gradeck *et al.* (2011) que estudaram a transferência de calor associada ao resfriamento de uma superfície por um jato de emulsão de óleo em água na concentração de 2%. A temperatura de Leidenfrost foi obtida pelo modelo de transferência de calor desenvolvido por Ouattara (2009) e o resultado comparado com temperatura da curva de resfriamento obtida experimentalmente.

Devido à similaridade entre os fluidos e o método de aplicação, Arena (2019) realizou um estudo experimental para obter a temperatura de Leidenfrost de diferentes tipos de fluidos embasado pela metodologia utilizada por Gradeck *et al.* (2011). Cabe ressaltar que na pesquisa de Arena (2019), os fluidos com maior temperatura de Leidenfrost apresentaram maior capacidade de refrigeração apenas quando fluidos do mesmo tipo são comparados.

Assim sendo, a motivação para o desenvolvimento desta pesquisa, de maneira análoga ao trabalho Arena (2019), é a possibilidade de que fluidos com maior ponto de Leidenfrost sejam mais capazes de remover calor da zona de corte e, conseqüentemente, apresentem os melhores resultados de usinagem. Contudo, para validar esta hipótese é fundamental que seja realizado um estudo da capacidade refrigerante e lubrificante dos fluidos de corte classificados pelo ponto de Leidenfrost durante a usinagem.

Ressalta-se o caráter inovador deste trabalho, que pode contribuir para o direcionamento de novas pesquisas sobre a capacidade de refrigeração dos fluidos de corte relacionada a temperatura de Leidenfrost destes fluidos e, portanto, melhor compreender a influência do efeito Leidenfrost em diferentes processos de usinagem.

Diante deste contexto, este trabalho tem como objetivo geral o estudo experimental do efeito lubri-refrigerante dos fluidos de corte classificados pelo ponto de Leidenfrost segundo Arena (2019), no processo de torneamento do aço SAE 52100.

Dessa forma, para que o objetivo desta pesquisa fosse alcançado, os seguintes objetivos específicos foram definidos:

- Realização de ensaios de torneamento cilíndrico externo em corpos de prova, sob lubri-refrigeração convencional, com o emprego de fluidos de corte com as mesmas características, estudados por Arena (2019).
- Avaliação do desempenho entre os diferentes tipos de fluidos de corte pela correlação das suas respectivas temperaturas de Leidenfrost, com os resultados de usinagem (temperatura e desgaste de flanco médio da aresta de corte) e com os resultados da análise de integridade superficial das amostras usinadas.

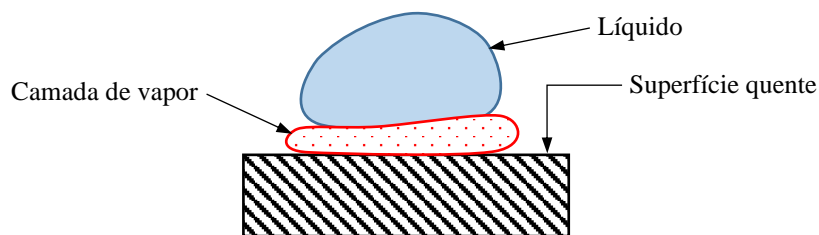
2 REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo apresenta uma revisão da literatura referente a transferência de calor por ebulição, presente na lubri-refrigeração ao aplicar um fluido de corte durante determinada operação de usinagem. Serão abordados os mecanismos de ebulição com destaque para o regime de ebulição em filme em que ocorre o efeito de Leidenfrost, uma revisão dos trabalhos que procuram compreender o efeito na usinagem lubri-refrigerada e os métodos para prever a temperatura de Leidenfrost. Por fim, o estudo deste efeito nas propriedades de refrigeração dos fluidos de corte, feito por Arena (2019), será apresentado com a devida relevância pois a presente pesquisa é embasada neste estudo.

2.1 O efeito Leidenfrost

O efeito recebe o nome em homenagem a Johan Gottlob Leidenfrost, um médico alemão que em 1756 publicou “*De Aquae Communis Nonnullis Qualitatibus Tractus*”, traduzido do latim em 1966 como “Um tratado sobre algumas qualidades de água comum” (LEIDENFROST, 1966). Leidenfrost estudou a ebulição de pequenas massas de líquido sobre uma superfície quente o suficiente que mantém a massa de líquido sobre uma fina camada de vapor gerada pela evaporação desta massa conforme ilustrado na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Efeito Leidenfrost.

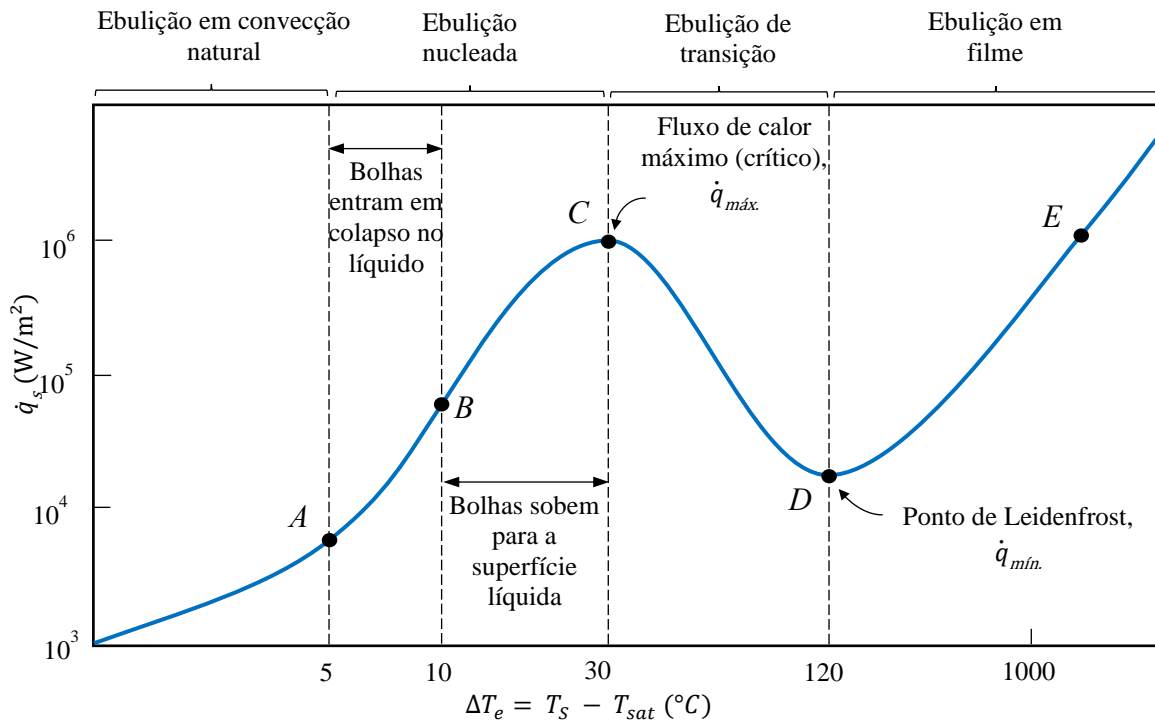


Fonte: Adaptado de Behera *et al.* (2017).

Em seus experimentos, foi notado que uma gota de água não se espalha ao tocar a superfície de uma colher de ferro aquecida, como ocorre em uma colher em temperatura ambiente. Leidenfrost concluiu que com o aumento do calor além do ponto de ebulição da água, as gotas levaram maior tempo para evaporar, no entanto, devido as circunstâncias da época, não foi possível explicar o fenômeno (LEIDENFROST, 1966).

O efeito Leidenfrost ocorre no início do regime de ebulição em filme, representado pelo ponto D da curva de ebulição da Figura 2.2, que ilustra quatro diferentes regimes de ebulição identificados por Nukiyama (1934), que relacionou o fluxo de calor \dot{q}_s com a diferença de temperatura ΔT_e entre a superfície quente e a temperatura de saturação do fluido.

Figura 2.2 – Curva de ebulição para água a 1 atm.



Fonte: Adaptado de Çengel e Ghajar (2009).

O regime de ebulição em convecção natural ocorre com ΔT_e aproximadamente abaixo de 5 $^\circ\text{C}$, identificado pelo ponto A. Com ΔT_e entre 5 $^\circ\text{C}$ e 30 $^\circ\text{C}$, identificado pelos pontos A e C, ocorre a ebulição nucleada onde o ponto C representa a condição de fluxo de calor máximo. A ebulição de transição identificada entre os pontos C e D ocorre com ΔT_e entre 30 $^\circ\text{C}$ e 120 $^\circ\text{C}$. Neste regime cria-se um filme de vapor com a rápida formação de bolhas que reduz o fluxo de calor. Por fim, a ebulição em filme ocorre quando o fluxo térmico atinge o valor mínimo, representado pelo ponto D (ponto de Leidenfrost), devido a formação de um filme de vapor de baixa condutividade térmica, que cobre a superfície aquecida e impede o contato direto com o líquido (ÇENGEL; GHAJAR, 2009).

Portanto, minimizar o efeito Leidenfrost e conhecer a temperatura em que o efeito ocorre é de interesse em vários processos industriais, inclusive na usinagem dos materiais, quando o controle preciso da temperatura e o rápido resfriamento são requisitados.

2.2 O efeito Leidenfrost na usinagem lubri-refrigerada

O fenômeno da ebulição na usinagem foi exposto por Pigott e Colwell (1952), que notaram a formação de fumos e vapor quando o fluido alcança a aresta de corte. Os autores identificaram que a ação da ebulição provavelmente era moderadamente crítica nas proximidades da aresta de corte. Portanto, foi possível “varrer” a superfície com um jato de alta velocidade de fluido a fim de reduzir a taxa de ebulição. Como resultado, houve aumento da vida da ferramenta entre 7 e 8 vezes comparado com a lubri-refrigeração convencional.

Por décadas, diversos trabalhos têm se dedicado a estudar, sob diferentes aspectos, os métodos de lubri-refrigeração aplicados em alta pressão capazes de minimizar ou eliminar os efeitos da ebulição durante os processos de usinagem. Entretanto, as pesquisas não se concentraram na física envolvida na ebulição dos fluidos de corte (ALAGAN *et al.* 2020).

A existência de um “filme de Leidenfrost” foi exposta por Jäger *et al.* (2016) na análise do desgaste de flanco por EDS ao usinar Inconel 718 sob lubri-refrigeração forçada. Precipitados de cálcio, presentes nas amostras do fluido de corte, foram encontrados abaixo a zona de contato da superfície de folga da ferramenta de corte. Segundo os autores, isto indica que o fluido tenha entrado em ebulição nesta área, levando a presumir a existência do efeito Leidenfrost. Entretanto, os mesmos autores relatam que estudos adicionais são necessários para trazer evidências substanciais da existência de um “filme de Leidenfrost”.

O estudo realizado por Su *et al.* (2016) compara a lubri-refrigeração em alta pressão aplicada em diferentes direções com a lubri-refrigeração convencional e a seco. Os autores relataram que a redução do desgaste de flanco nos experimentos com lubri-refrigeração em alta pressão, em todas as condições de usinagem estudadas, foram em virtude de a maior velocidade do jato ter aumentado substancialmente o coeficiente convectivo de transferência de calor.

O coeficiente convectivo de transferência de calor h é comumente adimensionalizado com número de Nusselt Nu , definido como:

$$h = Nu \frac{k}{D} \quad (1)$$

onde k é a condutividade térmica do fluido, e D é o diâmetro do bocal condutor.

Para transferência de calor por convecção forçada, quanto maior for Nu , mais eficaz será a convecção, podendo ser expresso em função do número de Reynolds Re , e do número de Prandtl Pr .

$$Nu \cong f(Re, Pr) \quad (2)$$

O adimensional Re é expresso por:

$$Re = \frac{\rho \cdot V \cdot D}{\mu} \quad (3)$$

onde ρ é a massa específica do fluido, V é a velocidade de escoamento, e μ é a viscosidade dinâmica.

A velocidade de escoamento do fluido expressa por:

$$V = \sqrt{\frac{2P}{\rho}} \quad (4)$$

onde P é pressão do fluido.

E o adimensional Pr expresso por:

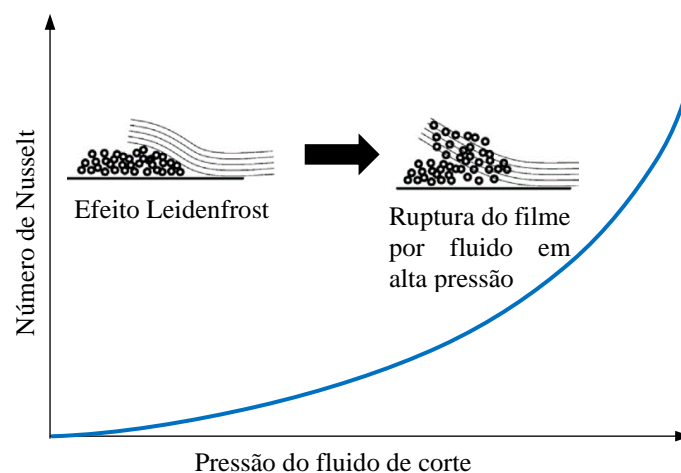
$$Pr = \frac{\mu \cdot c_p}{k} \quad (5)$$

onde c_p é o calor específico a pressão constante.

A análise das equações 2 a 5 mostra que ao manter todos os parâmetros constantes, o adimensional Pr é inalterado (equação 5). Contudo, o aumento da velocidade de aplicação do fluido com a pressão (equação 4), causa o aumento do adimensional Re . Conseqüentemente ocorre o aumento do adimensional Nu , indicando o aumento de h e o fluxo de calor.

Segundo Su *et al.* (2016), a lubri-refrigeração em alta pressão é capaz de remover maior quantidade de calor durante um processo de usinagem devido a maior pressão do jato em relação a pressão do filme de vapor. Portanto o jato de alta pressão rompe o filme de vapor, superando o efeito Leidenfrost, e permitindo o contato do fluido de corte com a superfície da ferramenta de corte, conforme ilustrado na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Efeito do aumento da pressão na lubri-refrigeração.

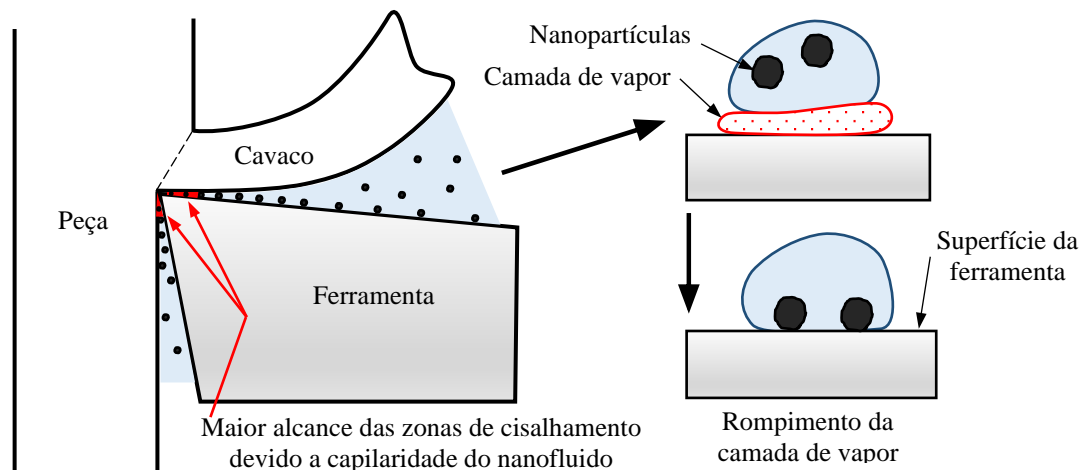


Fonte: Adaptado de Su *et al.* (2016).

A adição de nanopartículas em fluidos de corte foi estudada por Behera *et al.* (2017) na lubri-refrigeração do torneamento de superligas de níquel. Em seu trabalho, os autores adicionaram nanopartículas de Al_2O_3 ao fluido de corte aplicado em MQL. Segundo os autores, a adição de nanopartículas reduziu o desgaste da ferramenta e as forças de corte devido a maior espalhabilidade e contato de fluido com a zona de corte.

Para Behera *et al.* (2017), os resultados possivelmente foram obtidos pela minimização do efeito de Leidenfrost, combinado com os efeitos de rolamento, aderência e polimento produzidos pela adição de nanopartículas. Como pode ser visto na Figura 2.4, as nanopartículas podem efetivamente romper a camada de vapor, eliminando o efeito Leidenfrost e promovendo o aumento da taxa de refrigeração.

Figura 2.4 – Efeito da adição de nanopartículas no lubri-refrigerante.

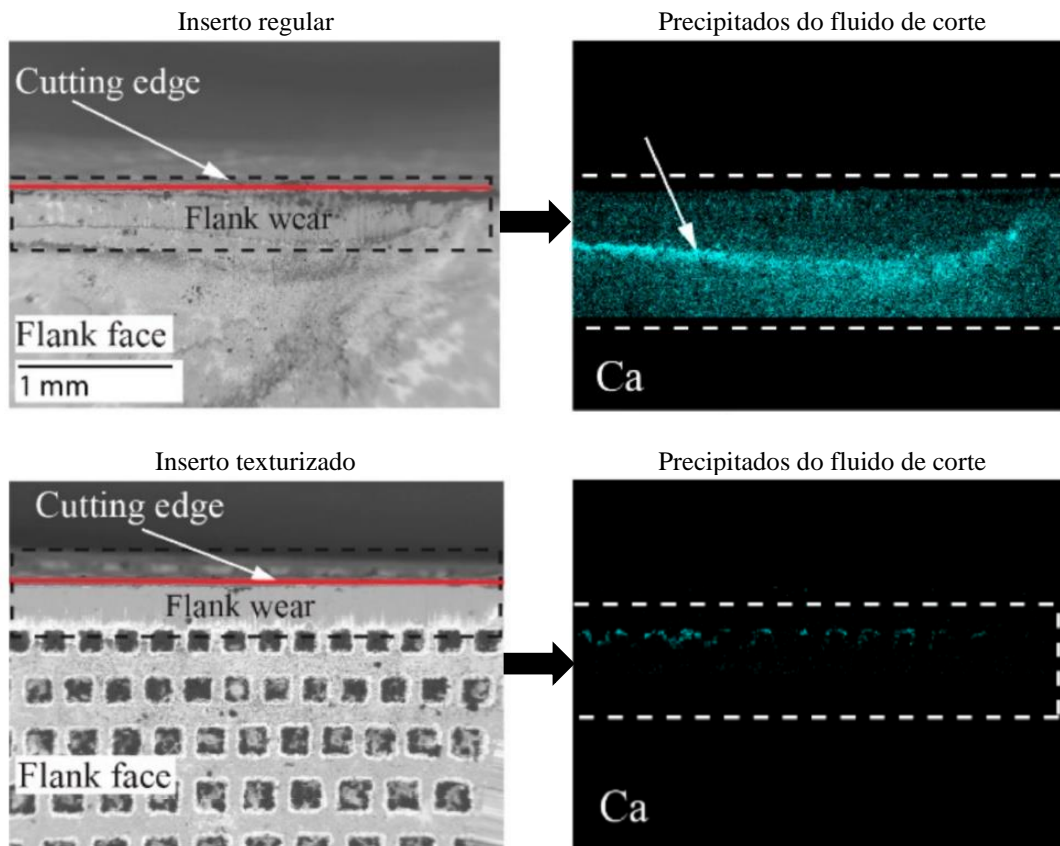


Fonte: Adaptado de Behera *et al.* (2017).

Uma alternativa que possivelmente minimiza o efeito Leidenfrost é o emprego de insertos com superfícies texturizadas. Tal recurso pode sustentar o fluido na zona de contato na superfície de saída e na superfície de folga, melhorando a taxa de transferência de calor, como pode ser observado no trabalho de Alagan *et al.* (2018). A pesquisa consistiu em comparar o resultado do torneamento do Inconel 718 entre um inserto com superfície regular e um inserto com superfícies texturizada com cavidades em formato piramidal.

Os resultados da Figura 2.5 mostraram o maior desgaste de flanco da superfície regular em relação a superfície texturizada. A análise por EDS evidenciou a grande concentração de precipitados de cálcio abaixo do desgaste de flanco no inserto regular, indicando a possível formação de um filme de vapor e a existência do efeito Leidenfrost. Por outro lado, análise por EDS da superfície texturizada revelou uma quantidade insignificante de precipitados de cálcio, que indica uma melhor dissipação de calor.

Figura 2.5 – Efeito da texturização das superfícies da ferramenta de corte.



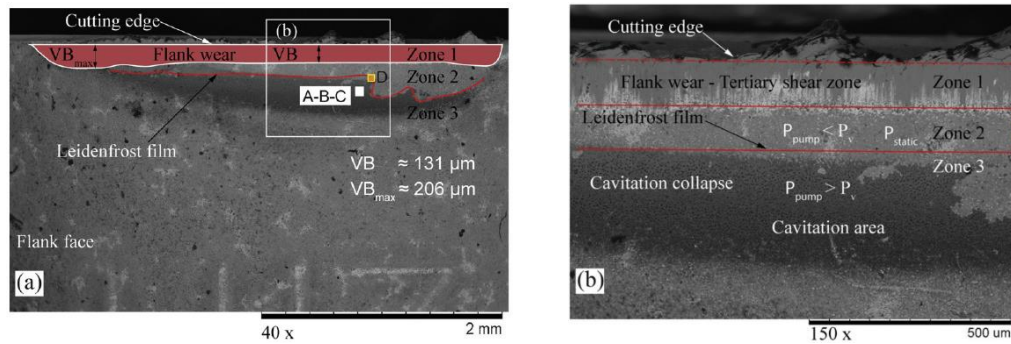
Fonte: Alagan *et al.* (2018).

Nesse sentido, entende-se que a texturização das superfícies da ferramenta de corte é capaz de minimizar a formação da camada de vapor do fluido de corte, pois tal solução atua como uma superfície nanoporosa, que aumenta a temperatura de Leidenfrost pela nucleação heterogênea de bolhas durante o contato intermitente na interface sólido líquido que perturba a camada de vapor (KIM *et al.*, 2011, 2012).

Recentemente o trabalho realizado por Alagan *et al.* (2020), no estudo do torneamento de Inconel 718 lubri-refrigerado sob alta pressão, mostrou que a atuação do efeito Leidenfrost e a ebulição do fluido de corte na superfície de folga da ferramenta levou ao surgimento de “pits” de cavitação na superfície de folga da ferramenta de corte (formação de pequenas crateras devido ao colapso de bolhas na superfície).

Para compreender a ocorrência da cavitação, a superfície de folga da ferramenta foi caracterizada em três zonas distintas, onde os pontos identificados de A até D da Figura 2.6(a) representam os regimes da curva de ebulição, sendo A-B-C o regime de ebulição nucleada e o ponto D a ebulição em filme.

Figura 2.6 – Ocorrência de cavitação na superfície de folga.



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

A Zona 1 identifica a zona de cisalhamento terciária onde ocorre o desgaste de flanco. A refrigeração desta área aquecida leva a rápida vaporização do fluido de corte formando a Zona 2 (filme de Leidenfrost). Logo abaixo da Zona 2, vista como uma área escura, é formada a Zona 3 (ebulição do fluido de corte). Tanto a Zona 2 quanto a Zona 3 foram estabelecidas pela análise por EDS que identificou precipitados do fluido nestas regiões.

Segundo Alagan *et al.* (2020), o efeito Leidenfrost além de evitar que o fluido alcance a zona aquecida, causa uma diferença de pressão e temperatura entre as Zonas 2 e 3, indicada pela Figura 2.6(b), levando a formação de bolhas na Zona 3. O colapso das bolhas gera uma pressão de alta intensidade suficiente para criar “pits” de cavitação da fase de Co, de menor dureza que o WC presente no material da ferramenta de corte.

2.3 Métodos analíticos para predição da temperatura de Leidenfrost

Ao longo de décadas, algumas pesquisas que buscaram prever a partir de qual temperatura o efeito Leidenfrost ocorre podem ser citadas. Baseado na instabilidade hidrodinâmica de Taylor, Berenson (1961) desenvolveu o seguinte modelo analítico para prever a mínima temperatura no regime de ebulição, que coincide com a temperatura de Leidenfrost, T_{Leid} .

$$T_{Leid} = T_{sat} + 0,127 \frac{\rho_l h_{fg}}{k_v} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{\rho_l + \rho_v} \right]^{2/3} \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{1/2} \left[\frac{\mu_v}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{1/3} \quad (6)$$

onde T_{sat} é a temperatura de saturação do líquido, ρ_l é a massa específica em condições de líquido saturado, ρ_v é a massa específica em condições de vapor saturado, h_{fg} é o calor latente de vaporização, k_v é a condutividade térmica em condições de vapor saturado, g é a aceleração da gravidade, σ é a tensão superficial do fluido, e μ_v é a viscosidade dinâmica em condições de vapor saturado.

No entanto, Sakurai *et al.* (1982) demonstraram que o modelo de Berenson apresentava resultados razoáveis apenas em baixas pressões.

Spiegler *et al.* (1963) assumem que a temperatura de Leidenfrost é uma propriedade termodinâmica do fluido no qual a temperatura corresponde a máxima temperatura de superaquecimento do líquido. Para prever a temperatura usaram a equação de estado cúbica de Van der Waals para um líquido em pressões abaixo da pressão crítica como segue.

$$T_{Leid} = \frac{27}{32} T_c \quad (7)$$

onde T_c é a temperatura crítica.

De acordo com Baumeister e Simon (1973), o modelo de Spiegler *et al.* (1963) apresenta bons resultados para fluidos criogênicos, no entanto, apresentou erros para metais líquidos, assim como para CCl_4 e para água. As discrepâncias ocorrem devido a simplicidade do modelo baseado na equação de estado de Van der Waals, que não considera a estruturas complexas dos metais líquidos e a tensão superficial na interface líquido-sólido.

Baumeister e Simon (1973) desenvolveram a seguinte expressão, que é umas das mais referenciadas para prever a temperatura de Leidenfrost (BERNARDIN e MUDAWAR, 1999).

$$T_{leid} = \frac{\frac{27}{32} T_c \left\{ 1 - \exp \left(-0,016 \left[\frac{(\rho_s/A)^{4/3}}{\sigma} \right]^{1/3} \right) \right\} - T_l}{\exp(3,066 \cdot 10^6 \beta) \operatorname{erfc}(1758 \sqrt{\beta})} + T_l \quad (8)$$

onde ρ_s é a massa específica da superfície, A é a massa atômica do material da superfície, T_l é a temperatura do líquido, e β é o parâmetro térmico de superfície. A expressão é adaptada do modelo de Spiegler *et al.* (1963) e inclui uma correlação que considera as propriedades térmicas da superfície aquecida, tensão superficial e características de molhabilidade da interface sólido líquido.

Bernardin e Mudawar (1999) fizeram um estudo experimental para avaliar os modelos analíticos existentes na ocasião que mostrou a falta de robustez dos modelos para prever o ponto de Leidenfrost devido ao grande número de variáveis envolvidas no processo.

Recentemente, Wang *et al.* (2020) desenvolveram o modelo analítico para prever a temperatura de Leidenfrost baseado na teoria de nucleação homogênea e obtiveram a seguinte expressão.

$$T_{leid} = \frac{T_{nh} - T_l}{\exp(\tau_m/\tau_t) \operatorname{erfc}(\sqrt{\tau_m/\tau_t})} + T_l \quad (9)$$

onde T_{nh} é a temperatura de nucleação homogênea, τ_m é o tempo para uma gota atingir o diâmetro máximo de espalhamento, e τ_t é a escala de tempo térmico. O modelo é aplicado para uma faixa de efusividade térmica entre 5×10^3 até 1.6×10^4 ($J/^\circ C m^2 s^{1/2}$), apresentando bons resultados quando o número de Weber é maior que 60, $We > 60$.

De acordo com Liang e Mudawar (2017), o desenvolvimento de um modelo universal para prever a temperatura de Leidenfrost é uma tarefa elusiva devido aos vários parâmetros envolvidos no processo para diferentes aplicações.

2.3.1 Parâmetros influentes na temperatura de Leidenfrost

Bernardin e Mudawar (1999) relataram em seu estudo que o aumento das discrepâncias nos valores obtidos experimentalmente está relacionado a diversas variáveis, como diferenças na massa do líquido, método de deposição, propriedades térmicas, acabamento superficial e presença de impurezas.

Os parâmetros citados a seguir e seus respectivos efeitos permitem compreender a influência destes na temperatura de Leidenfrost, TLF.

- Massa e volume do líquido:
A TLF aumenta com o aumento do volume do líquido (NISHIO; HIRATA, 1978).
- Propriedades térmicas do sólido:
O parâmetro de superfície β é importante para a determinação da TLF. Baumeister *et al.* (1970) mostraram que a TLF aumenta com β .
- Ângulo de impacto do fluido contra a superfície:
A TLF reduz conforme valor do ângulo de impacto é reduzido devido a existência de uma componente de velocidade tangencial, que tende a manter o líquido na condição de ebulição do filme (YAO; CAY, 1988).
- Nanopartículas:
A presença de nanopartículas no fluido como Ag, Al, Al_2O_3 , Fe_3O_4 , TiO_2 , SiO_2 e MWCNT aumentam a TLF e o fluxo de calor em relação a água pura (MITRA *et al.*, 2011), pela razão da deposição de nanopartículas causar o rompimento do filme de vapor em menor tempo (KIM *et al.*, 2009). Entretanto, Hsieh *et al.* (2016) observaram que a TLF é ainda maior em concentrações menores de nanopartículas.

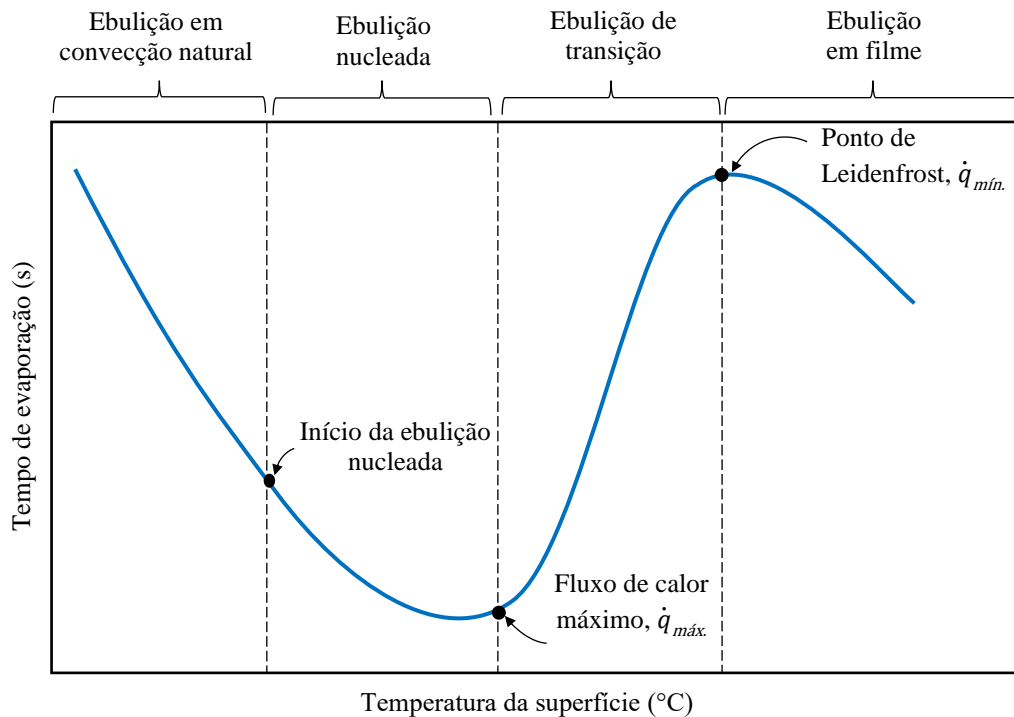
- **Pressão e velocidade de impacto do fluido:**
Emmerson (1975) mostrou ao investigar os efeitos da pressão e da superfície do material, que a TLF aumenta com a pressão por conta da mudança da temperatura de saturação. Bernardin e Mudawar (2004) concluíram que o ponto de Leidenfrost é altamente dependente da velocidade de impacto do fluido sobre a superfície aquecida e segundo os autores, com o aumento da velocidade de impacto do fluido sobre a superfície aquecida, ocorre o aumento significativa pressão na interface sólido-líquido além da pressão de estagnação, conseqüentemente, aumentando a TLF.
- **Ângulo de contato e tensão superficial:**
A adição de sais como NaCl, KCl e MgSO₄ resulta no aumento da tensão superficial, entretanto, ocorre aumento da TLF devido a instabilidade do filme de vapor provocada pela presença dos sais (HUANG; CAREY, 2007; MOHAPATRA *et al.*, 2014).
Emulsões compostas por água, surfactantes e óleo resultam na redução do ângulo de contato e tensão superficial devido a presença dos surfactantes, o efeito Leidenfrot é minimizado pela condensação parcial do vapor devido a presença do óleo (PATI *et al.*, 2018).
A exposição a irradiação plasma, ultravioleta (TAKATA *et al.*, 2004) e gama (TAKAMASA *et al.*, 2005; SESHADRI *et al.*, 2018) reduzem a tensão superficial e o ângulo de contato na interface devido a formação de uma camada de óxido hidrofílica na superfície, que resulta no aumento na TLF.
- **Rugosidade e porosidade:**
A TLF aumenta com a rugosidade (BAUMEISTER *et al.*, 1970). Segundo Bernardin e Mudawar (1999), a influência da rugosidade é relacionada ao contato intermitente na interface causado pelo perfil de rugosidade (os picos são refrigerados mais rápido do que as cavidades), dessa forma, o aumento da rugosidade requer maior espessura de camada de vapor e maior temperatura do sólido para manter o líquido separado da superfície.
Superfícies nanoporosas aumentam a TLF pela nucleação heterogênea de bolhas durante o contato intermitente na interface sólido líquido, que é capaz de perturbar a camada de vapor (KIM *et al.*, 2011, 2012).

2.4 Métodos experimentais para determinar a temperatura de Leidenfrost

Métodos experimentais são comumente usados para determinar a temperatura de Leidenfrost dado a confiabilidade dos resultados obtidos por autores citados nesta seção.

Segundo Bernadin e Mudawar (1999), um método comum que pode ser aplicado para obter a temperatura de Leidenfrost é a medição do tempo de evaporação de uma gota do fluido sobre uma superfície aquecida. O resultado é o gráfico da curva de ebulição que identifica os quatro regimes de ebulição conforme ilustrado na Figura 2.7, cujo o ponto de Leidenfrost corresponde ao maior tempo de evaporação do fluido, localizado no topo da curva de resfriamento.

Figura 2.7 – Curva de ebulição associada ao tempo de evaporação sobre uma superfície aquecida.

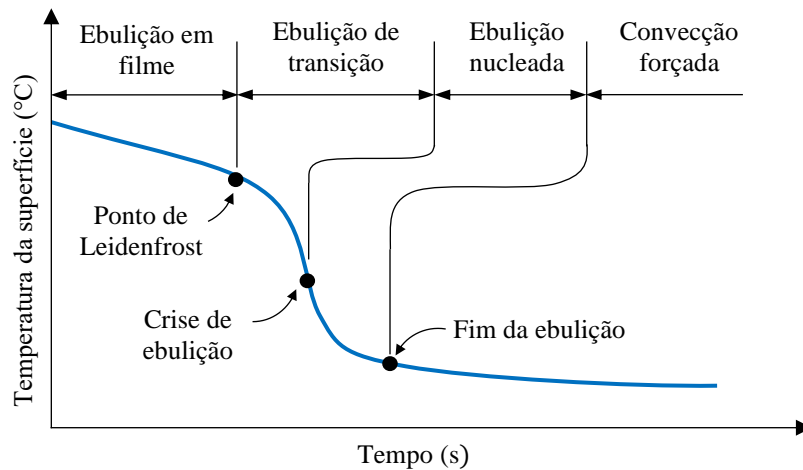


Fonte: Adaptado de Bernadin e Mudawar (1999).

A temperatura de Leidenfrost para um jato de água incidente sobre uma superfície aquecida pode ser obtida pela curva resultante da temperatura de resfriamento do sólido em função do tempo, de acordo com o estudo de Ishigai *et al.* (1978).

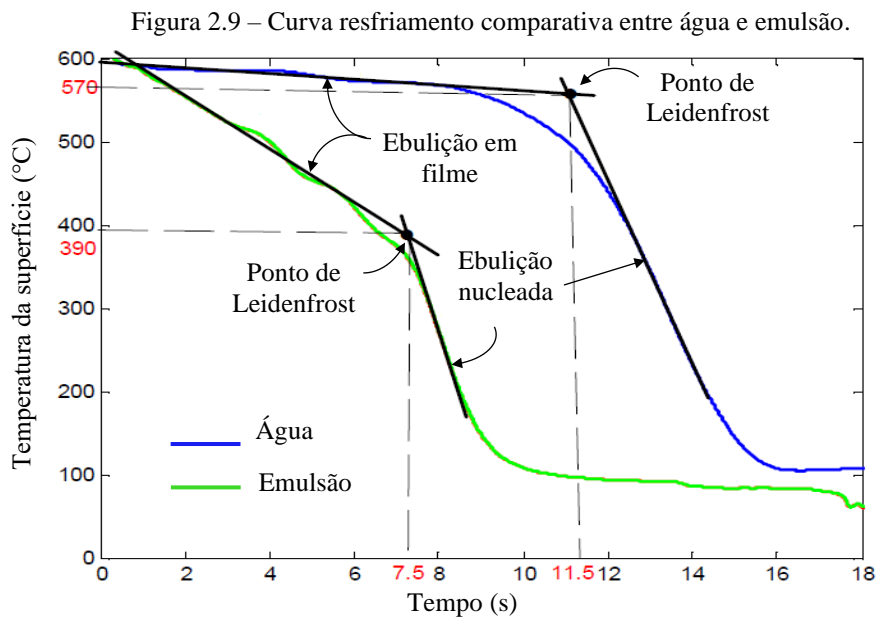
Os quatro regimes de ebulição são observados com auxílio deste método, sendo o ponto de Leidenfrost indicado na região da curva de mudança da ebulição em filme para a ebulição de transição, conforme ilustra a Figura 2.8 a seguir.

Figura 2.8 – Curva resfriamento.



Fonte: Adaptado de Ouattara (2009).

Para caracterizar o resfriamento de uma superfície por um jato incidente em um processo de tratamento térmico, Ouattara (2009) demonstrou em uma curva comparativa de resfriamento entre água e emulsão, que o ponto de Leidenfrost é delimitado pela fronteira entre os regimes de transição e de ebulição filme, conforme ilustrado na Figura 2.9.



Fonte: Adaptado de Ouattara (2009).

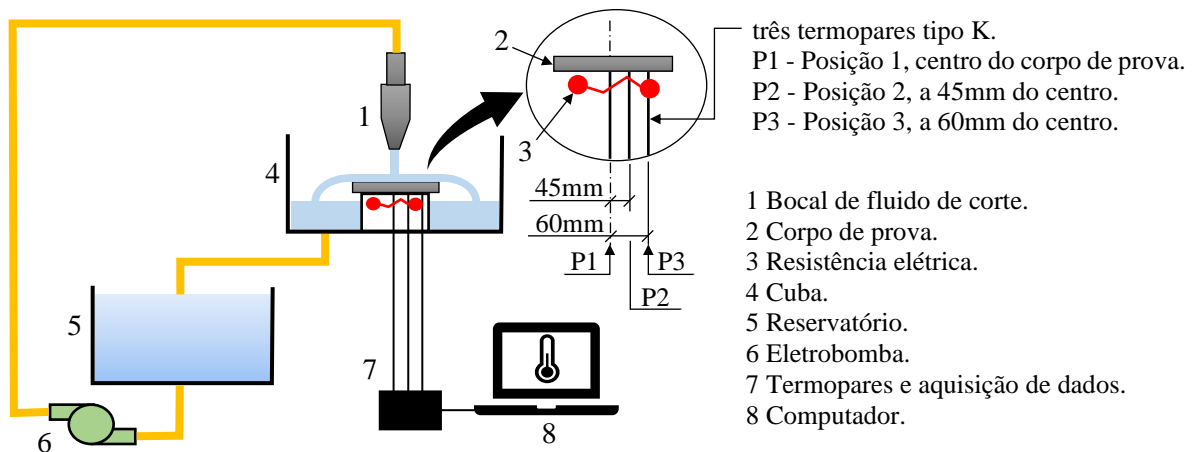
Como pode ser visto na Figura 2.9, o ponto de Leidenfrost corresponde a intersecção da linearização dos regimes de ebulição em filme e ebulição nucleada. Este método mostrou-se de execução simples e eficaz devido aos resultados satisfatórios obtidos por Ouattara (2009). Portanto, este método pôde ser utilizado de Arena (2019) para determinar o ponto de Leidenfrost referente aos diferentes tipos de fluidos de corte empregados nos processos de usinagem, dado a semelhança dos métodos de refrigeração e a similaridade dos fluidos.

2.5 Estudo do efeito Leidenfrost em fluidos de corte

Arena (2019) estudou os efeitos do ponto de Leidenfrost nas propriedades de refrigeração de tipos de fluidos em diferentes concentrações e obteve as curvas de resfriamento para três tipos de fluidos. O comportamento da curva de cada ensaio foi analisado pela identificação dos regimes de ebulição, temperatura de resfriamento e ponto de Leidenfrost dos fluidos de corte.

O experimento consistiu em aquecer os corpos de prova até 600 °C e em seguida, resfriá-los até a temperatura ambiente por um jato de fluido de corte conforme ilustrado na Figura 2.10, onde a temperatura de resfriamento foi medida em três posições em função do tempo.

Figura 2.10 – Esquema experimental para obter a curva de resfriamento de fluidos de corte.



Fonte: Adaptado de Arena (2019).

As únicas variáveis dos ensaios foram o tipo de fluido de corte e a concentração em água conforme os dados da Tabela 2.1. A proporção da mistura dos fluidos de corte em água foi definida segundo as orientações dos fabricantes dos fluídos.

Tabela 2.1 – Fluidos de corte: tipo e concentração.

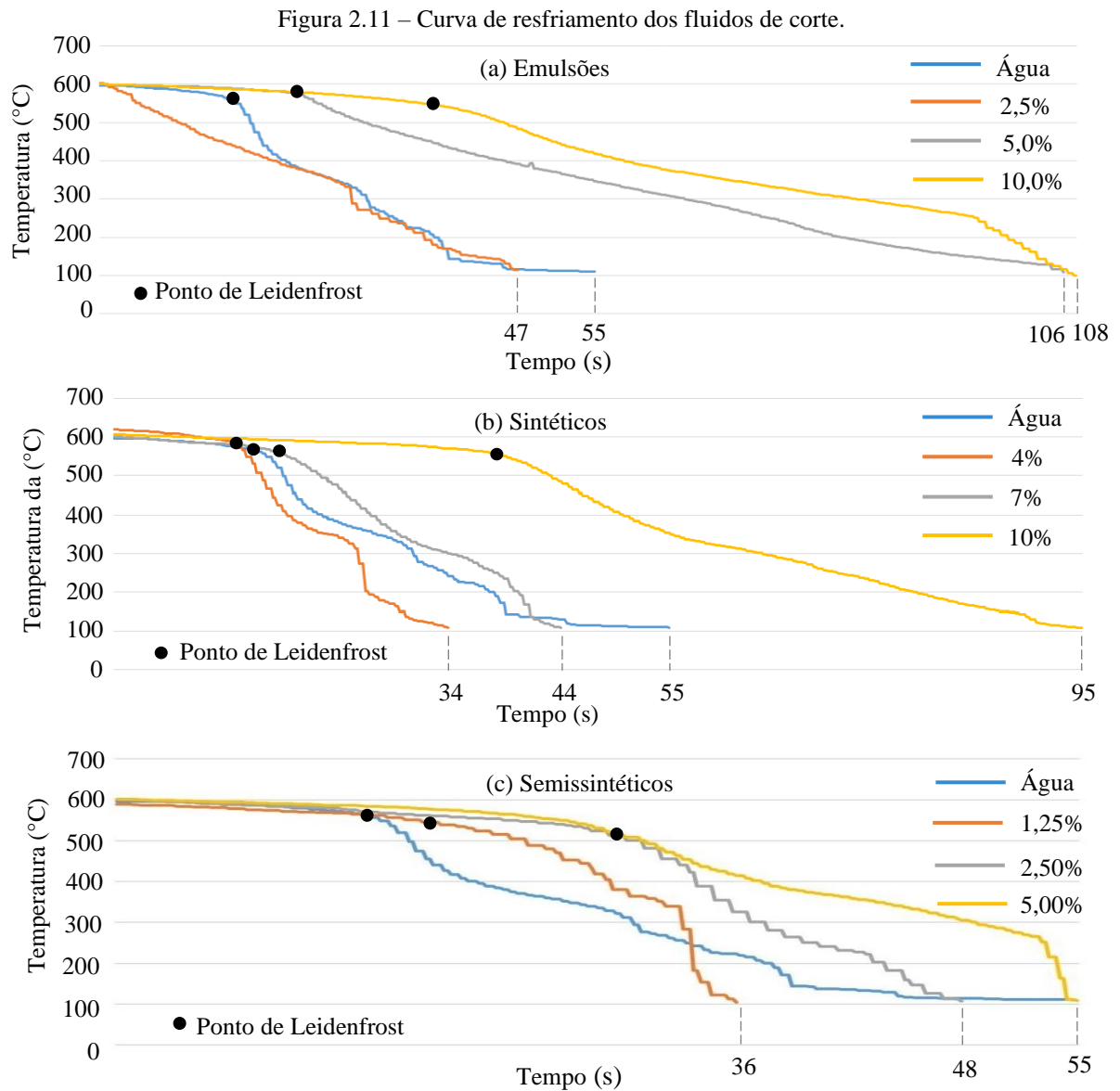
Fluido de Corte	Concentração (%)
Emulsão	2,50
	5,00
	10,00
Sintético	4,00
	7,00
	10,00
Semissintético	1,25
	2,50
	5,00

Fonte: Adaptado de Arena (2019).

Abaixo do jato (P1), o regime de ebulição nucleada foi notado em todas as condições do fluido, indicando a possível ebulição em filme acima de 600 °C. Arena (2019) atribui este fenômeno ao impacto do jato sobre a superfície e a turbulência provocada nesta região, que dificultaram a formação de um filme de vapor estável.

A 45mm do jato (P 2), os regimes de ebulição transiente e nucleada foram notados devido a redução de massa do fluido e o ponto de Leidenfrost foi observado apenas para fluido de corte semissintético com uma taxa de concentração de 10%.

A 60mm do jato (P3) conforme ilustrado pela Figura 2.11, foram notados para todas as condições (exceto para emulsão com 2,5% de concentração), os regimes de ebulição em filme, ebulição de transição, ebulição nucleada e o ponto de Leidenfrost abaixo de 600 °C devido a redução da turbulência causada pelo impacto do jato.



Fonte: Adaptado de Arena (2019).

A Tabela 2.2 sintetiza todas as temperaturas de Leidenfrost dos fluidos de corte obtidas nos experimentos e seus respectivos tempos de refrigeração no intervalo de temperatura de 600 °C a 100 °C. Os resultados da posição 3 foram considerados para comparar as soluções, pois a maioria dos fluidos tem seu ponto de Leidenfrost abaixo da temperatura de teste.

Tabela 2.2 – Temperatura de Leidenfrost dos e capacidade de refrigeração fluidos de corte.

Fluido de Corte (tipo)	Concentração (%)	Posição 1		Posição 2		Posição 3	
		TLF (°C)	t (s)	TLF (°C)	t (s)	TLF (°C)	t (s)
Emulsão	2,50	-	13	-	28	-	47
	5,00	-	21	-	30	590	106
	10,00	-	32	-	32	560	108
Sintético	4,00	-	19	-	24	590	34
	7,00	-	21	-	25	580	44
	10,00	-	16	580	56	560	95
Semissintético	1,25	-	17	-	13	550	36
	2,50	-	15	-	21	530	48
	5,00	-	15	-	22	530	55

Fonte: Adaptado de Arena (2019).

A partir dos resultados, Arena (2019) observou que a temperatura de Leidenfrost é influenciada pelo tipo de escoamento do fluido, visto que na região abaixo do jato, as curvas apresentaram taxa de resfriamento acentuadas e ausência de ebulição em filme. O comportamento é causado pela massa de fluido concentrada no local e a turbulência causada pelo jato, que dificulta a formação de uma camada estável de vapor. Para jatos de emulsão aplicados em tratamento térmico, Gradeck *et al.* (2011) também apresentaram curvas de resfriamento com comportamento similar as obtidas por Arena (2019).

Na posição 3, região mais distante do jato conforme analisado na Tabela 2.2, a temperatura de Leidenfrost apresentou-se abaixo de 600 °C para praticamente todos os fluidos devido a diminuição da massa do fluido e da turbulência sobre o ponto de aquisição de temperatura. Por esta razão, a temperatura de Leidenfrost e a capacidade de refrigeração dos fluidos de corte foram comparados nesta região.

Com base nestes resultados Arena (2019) concluiu que a concentração do fluido de corte influencia diretamente no ponto de Leidenfrost e na capacidade de refrigeração como segue:

a) Influência da concentração de fluido no ponto de Leidenfrost.

Ao analisar as curvas de resfriamento e compará-las entre os mesmos tipos de fluido de corte, percebe-se a redução do ponto de Leidenfrost com o aumento da concentração do fluido. O autor atribui este comportamento a um possível aumento da tensão superficial do fluido no estado de vapor e líquido, que permite o surgimento de filmes de vapor estáveis em temperaturas mais baixas.

b) Influência da concentração de fluido na capacidade de refrigeração.

Com exceção aos fluidos sintéticos e semissintéticos, na região logo abaixo do jato, percebe-se que o tempo de resfriamento aumenta com a concentração do fluido. Este comportamento também pode ser explicado pela existência de uma camada estável de vapor graças ao aumento da tensão superficial.

A análise comparativa das curvas de resfriamento de apenas um tipo de fluido de corte mostrou maior capacidade de refrigeração com aumento do ponto de Leidenfrost, como ilustrado na Figura 2.11.

No entanto, a comparação entre tipos diferentes de fluidos de corte, mostrou a falta de correlação entre o ponto de Leidenfrost e temperatura de resfriamento. Fluidos de corte com a mesma temperatura de Leidenfrost apresentaram diferente capacidade de refrigeração, como pode ser analisado ao comparar a emulsão em 5% com temperatura de resfriamento de 106 s e o fluido sintético em 4% com temperatura de resfriamento de 34s, ambos os fluidos apresentam temperatura de Leidenfrost em 590 °C. Segundo Arena (2019), esse efeito é possivelmente causado pela diferença de condutividade térmica entre os tipos de fluido de corte.

Arena (2019) ressalta a necessidade de realizar mais estudos utilizando um único fluido de corte com maior variedade de concentrações com a finalidade obter uma solução com ideal, que apresente as melhores características de resfriamento, pois os seus resultados indicaram que as soluções de concentrações relativamente baixas apresentaram maior ponto de Leidenfrost e maior capacidade de refrigeração, o que pode ajudar na redução dos custos da usinagem.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve a metodologia empregada nos experimentos de usinagem dos corpos de prova, bem como os equipamentos e materiais utilizados. A única variável dos experimentos de usinagem foi o tipo e concentração de fluido de corte, no qual foram aplicados fluidos de corte do mesmo tipo, concentração e fabricante que Arena (2019) utilizou em seus experimentos. As variáveis de saída mensuradas foram a temperatura, rugosidade da superfície usinada, desgaste de flanco da ferramenta de corte, micro dureza e microestrutura dos corpos de prova. Os experimentos de usinagem foram realizados no Laboratório de Fabricação Mecânica e as medições de desgaste e análise microestrutural realizadas no Laboratório de Materiais, ambos pertencentes ao Instituto Federal de São Paulo – IFSP, campus Araraquara.

3.1 Procedimentos Experimentais

Os experimentos consistiram na usinagem de corpos de prova fabricados em aço SAE 52100, que foram submetidos ao processo de torneamento cilíndrico externo nas condições ilustradas da Figura 3.1.

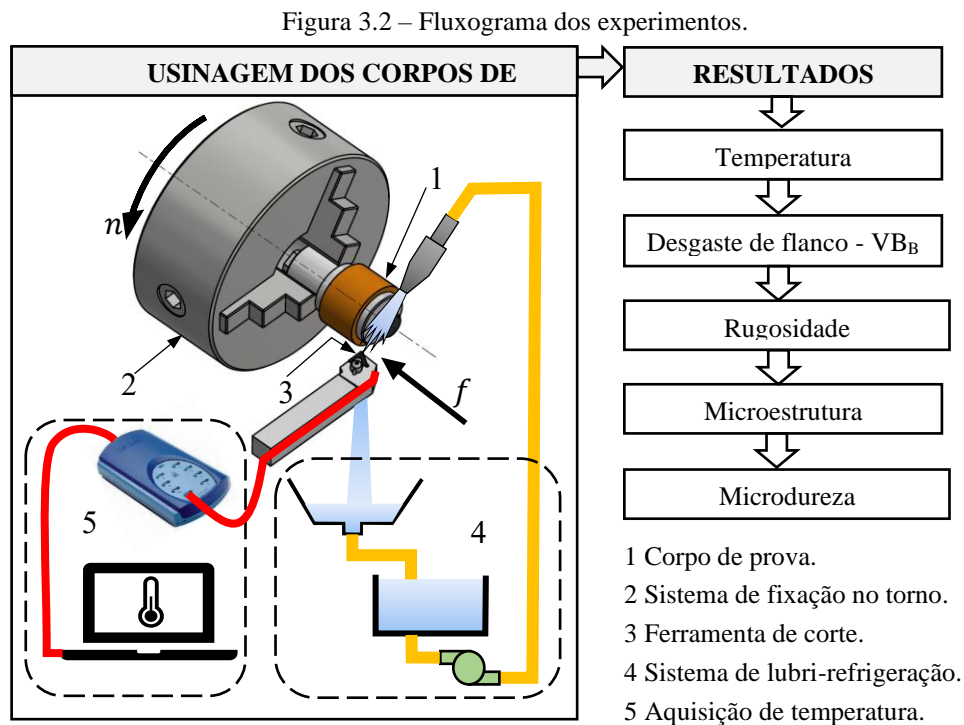
Figura 3.1 – Matriz Experimental.

Parâmetros de Corte								
$n = 1800 \text{ rpm}$			$ap = 0,8 \text{ mm}$			$f = 0,19 \text{ mm/rev}$		
Fluidos de Corte e Concentrações								
Emulsão			Sintético			Semissintético		
2,5%	5%	10%	1,25%	2,5%	5%	4%	7%	10%
E1	E4	E7	E10	E13	E16	E19	E22	E25
E2	E5	E8	E11	E14	E17	E20	E23	E26
E3	E6	E9	E12	E15	E18	E21	E24	E27
Variáveis de Saída								
Temperatura				Rugosidade				
Desgaste da ferramenta				Microestrutura				
				Microdureza				

Fonte: Autoria própria.

A rotação n , os parâmetros de corte ap e f foram mantidos constantes em todos os ensaios de usinagem, variando somente o tipo de fluido de corte e sua concentração em água. Foram realizados 27 ensaios, sendo 3 ensaios repetidos para cada fluido de corte com a finalidade de aumentar a confiabilidade estatística, dado os fenômenos decorrentes do processo de usinagem.

Todos os experimentos de usinagem e a análise dos resultados foram realizados conforme o esquema ilustrado conforme o fluxograma da Figura 3.2.



Fonte: Autoria própria.

Os experimentos preliminares e definitivos de usinagem foram realizados em um torno mecânico universal Magnum Cut modelo FEL-1440GWM, com potência 2,4kW e variações de rotação entre 40 e 1800 rpm, conforme ilustrado pela Figura 3.3.

Figura 3.3 – Torno mecânico Magnum Cut.



Fonte: Autoria própria.

Inicialmente, os corpos de prova fabricados de tubo da SAE 52100 (55 mm de diâmetro externo, 43 mm de diâmetro interno e 40 mm de comprimento) foram fixados na placa do torno com auxílio de um dispositivo (que será apresentado no item 3.4.2) que assegurou facilidade de fixação, repetibilidade da posição de fixação e centralização dos corpos de prova. Em seguida, cada corpo de prova foi submetido ao processo de torneamento cilíndrico externo, com rotação n constante de 1800 rpm e os parâmetros de corte ap de 0,8 mm, e f de 0,19 mm/rev. Os valores dos parâmetros foram definidos por ensaios preliminares que serão descritos na sequência deste capítulo.

O fluido de corte foi aplicado na interface cavaco-ferramenta com vazão constante de 1 l/min pelo sistema de lubri-refrigeração, no qual seu bocal foi fixado no cabeçote porta-ferramentas (que será apresentado no item 3.3) para garantir o alcance do jato de fluido na interface ao longo percurso da ferramenta de corte durante a usinagem.

A temperatura em todos os passes de torneamento (conforme será apresentado no item 3.8.1) foi medida sob a extremidade da ferramenta de corte (Ceratizit, código TPUN160308- S26T) por um microtermopar tipo K fixado entre o inserto e o calço. Os dados referentes a temperatura durante o tempo de usinagem foram adquiridos e registrados por um *data logger* modelo TC-08 da Pico Technology, conectado em um computador.

Após cada passe de torneamento a progressão do desgaste de flanco foi medida por um microscópio de platina invertida (conforme será apresentado no item 3.8.2), enquanto a rugosidade foi analisada por um rugosímetro portátil (conforme será apresentado no item 3.8.3), com o corpo de prova fixo no dispositivo no próprio torno.

Ao final do experimento de um determinado tipo de fluido de corte e concentração, que corresponde a repetição da usinagem de 3 corpos de prova, todo fluido de corte foi esgotado do reservatório, armazenado em recipiente adequado e todo sistema de lubri-refrigeração foi limpo para a sequência dos experimentos.

Por fim, quando todos os ensaios de usinagem foram realizados e obtidos os respectivos valores de temperatura, rugosidade e desgaste de flanco; um corpo de prova referente a cada tipo de fluido de corte foi selecionado para retirada de amostras e preparado para caracterização microestrutural (conforme será apresentado no item 3.8.4), e realização de ensaios de microdureza Vickers (conforme será apresentado no item 3.8.5).

3.2 Fluidos de corte

A premissa para avaliar os resultados na usinagem pela variação dos diferentes fluidos de corte e validar a influência do ponto de Leidenfrost de um determinado fluido em sua capacidade de refrigeração, foi a utilização dos fluidos nas mesmas condições que Arena (2019) estudou em seus experimentos. Foram empregados fluidos de mesmo tipo, composição química (marca do fabricante) e a proporção do fluido de corte diluído em água. Assim sendo, os três tipos fluidos de corte utilizados e suas respectivas marcas foram:

- Emulsão, Solúvel A do fabricante LUCHETTI;
- Sintético, C270CG do fabricante TRIM;
- Semissintético, DECORVIT.

O sistema de lubri-refrigeração foi testado previamente apenas com água para verificação da vazão e estanqueidade. Observou-se que sistema opera com capacidade mínima de 2 l de fluido de corte em seu reservatório, entretanto, para evitar a ocorrência de falta de fluido no sistema durante os ensaios, o volume de 4 l foi definido para cada tipo e concentração fluido de corte. A quantidade necessária de fluido de corte diluído em água para o volume de 4 l da mistura, de acordo com a concentração em cada condição, é indicada pela Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Fluidos de corte: quantidade utilizada de acordo com a concentração.

Fluido de Corte (tipo)	Concentração (%)	Quantidade (ml)	
		ensaio	total
Emulsão	2,50	100	
	5,00	200	700
	10,00	400	
Sintético	4,00	160	
	7,00	280	840
	10,00	400	
Semissintético	1,25	50	
	2,50	100	350
	5,00	200	

Fonte: Autoria própria.

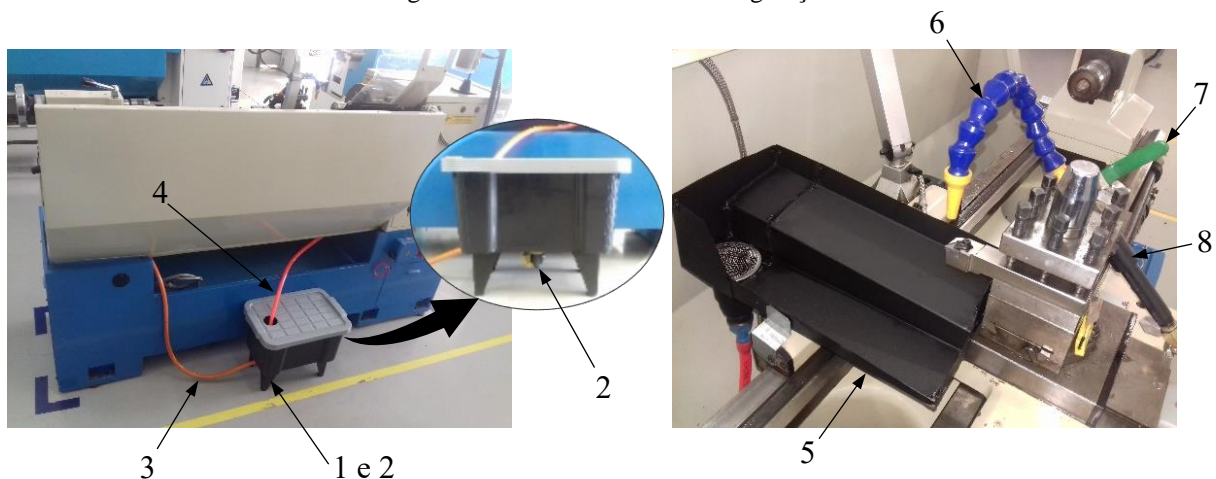
3.3 Sistema de lubri-refrigeração

Com o objetivo de racionalizar o consumo de fluido de corte nesta pesquisa, um sistema de lubri-refrigeração convencional de baixa pressão com calha coletora foi desenvolvido e adaptado ao torno.

Além do baixo consumo de fluido de corte, o sistema desenvolvido quando comparado com o sistema existente no próprio torno, apresentou maior praticidade de limpeza dos componentes ao variar o tipo de fluido de corte no intervalo entre os ensaios de usinagem.

Outro benefício foi a fixação do bocal no cabeçote porta-ferramentas que assegurou o alcance do jato de fluido na interface durante todo percurso da ferramenta de corte, indicado pela Figura 3.4, que mostra dos componentes do sistema montado no torno.

Figura 3.4 – Sistema de lubri-refrigeração.



Fonte: Autoria própria.

O sistema consiste basicamente em (1) reservatório de fluido com capacidade de 15 l, (2) eletrobomba 127 Vca – 60 Hz – 34 W, (3) mangueira de entrada 1/2", (4) mangueira de retorno 1/2", (5) calha coletora, (6) bocal flexível 1/4", (7) válvula reguladora de fluxo 1/2" e (8) suporte de fixação do bocal no cabeçote porta-ferramentas.

A vazão máxima foi obtida após a repetição de três testes, com valor aproximado de 2,7 l/min, enquanto a correspondente velocidade máxima de aplicação do fluido de 1,4 m/s foi determinada pela expressão.

$$V = Q \div S \quad (10)$$

onde V é a velocidade do fluido, Q a vazão e S a área do bocal.

3.4 Corpos de prova

Os corpos de prova empregados nos ensaios definitivos foram confeccionados a partir de tubo de aço SAE 52100 segundo a norma ASTM A295/A295M-14, recozido e laminado a quente, com a microestrutura completamente esferoidizada e dureza máxima de 207 HB.

O SAE 52100 é um aço de baixa liga e elevado teor de carbono, conforme mostra a Tabela 3.2, que proporciona boas propriedades mecânicas ao material, elevam a temperabilidade, resistência a oxidação e corrosão, o que faz ser amplamente aplicado na indústria, como a produção de rolamentos.

Tabela 3.2 – Composição químicas do aço SAE 52100.

Elementos (%)								
C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Cu	Mo
0,93-1,05	0,25-0,45	0,025	0,015	0,15-0,35	1,35-1,60	0,25	0,30	0,10

Fonte: ASTM 295 (2014).

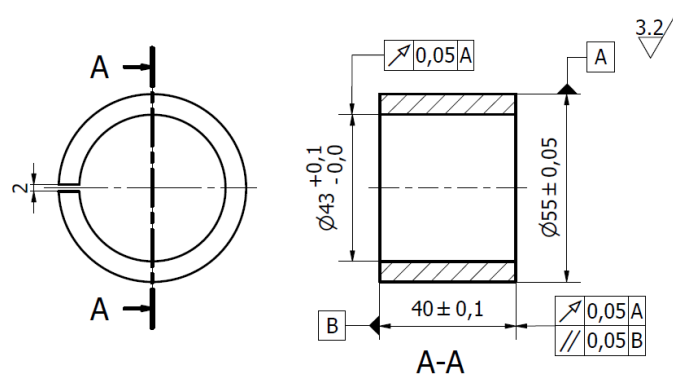
Devido a sua elevada temperabilidade, o SAE 52100 possui a indesejável tendência de modificar sua microestrutura na superfície usinada, podendo ser prejudicial a resistência a fadiga do material. Segundo Attanasio *et al.* (2012), tais alterações microestruturais podem ocorrer durante a usinagem sob condições severas e ao desgaste excessivo da ferramenta de corte.

Portanto, escolha do SAE 52100 para analisar a influência da capacidade de refrigeração dos fluidos de corte classificados segundo o ponto de Leidenfrost, é justificada pela tendência do material modificar sua microestrutura devido ao calor produzido na usinagem em alta velocidade de corte, combinada com o atrito gerado pelo desgaste excessivo da ferramenta.

3.4.1 Preparação dos corpos de prova

Os corpos de provas foram usinados de acordo as dimensões, tolerâncias dimensionais e geométricas indicadas na Figura 3.5 a seguir, sem tratamento térmico. Tais tolerâncias foram aplicadas no projeto para assegurar a montagem adequada no dispositivo de fixação de usinagem, manter a concentricidade dos corpos de prova e evitar que uma eventual variação de *ap* no primeiro passe de torneamentos tenha influência nos resultados dos experimentos.

Figura 3.5 – Dimensões dos corpos de prova.



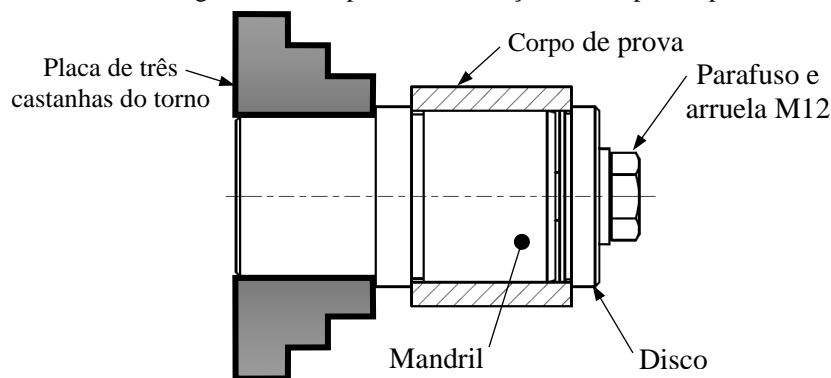
Fonte: Autoria própria.

Devido a geometria sem quebra cavaco da ferramenta de corte utilizada, um corte com largura 2 mm na extensão dos corpos de prova foi necessário para facilitar a quebra do cavaco durante o torneamento. Esta solução foi adotada baseada nos ensaios preliminares, onde foi observada a formação de cavaco em forma de fita e helicoidal nos respectivos avanços 0,095 mm/rev e 0,190 mm/rev, que ocasionou o enrolamento de cavaco no material gerando um eventual risco de acidente, avaria na ferramenta de corte e prejuízo aos resultados dos ensaios.

3.4.2 Dispositivo de fixação dos corpos de prova

Um dispositivo foi projetado e confeccionado em aço SAE 1045 para fixação dos corpos de prova no torno conforme ilustrado na Figura 3.6.

Figura 3.6 – Dispositivo de fixação dos corpos de prova.



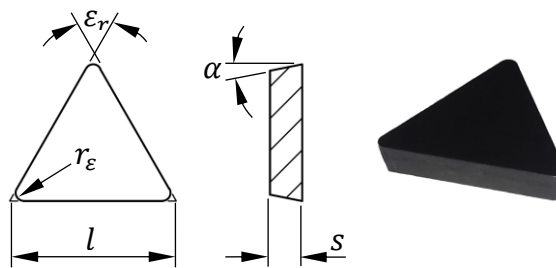
Fonte: Autoria própria.

A fixação do corpo de prova no dispositivo ocorre pela compressão do mesmo entre a face de apoio do mandril e do disco, devido ao torque do parafuso de aperto.

3.5 Ferramenta de corte

As ferramentas de corte utilizadas nesta pesquisa foram insertos fabricados em metal duro fornecidos pela Ceratizit com código de identificação TPUN160308, de formato triangular positivo. Foram necessários doze insertos, sendo três aplicados nos ensaios preliminares e os demais nos ensaios definitivos. A Figura 3.7 ilustra a geometria dos insertos de formato triangular ($\epsilon_r = 60^\circ$), superfície de saída sem quebra cavacos, positiva ($\alpha = 11^\circ$), comprimento da aresta de corte ($l = 16,5\text{mm}$), espessura ($s = 3,18\text{ mm}$), raio de ponta ($r = 0,8\text{ mm}$).

Figura 3.7 – Geometria da ferramenta de corte.

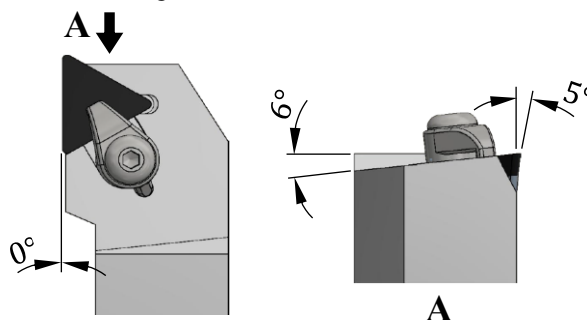


Fonte: Autoria própria.

O substrato da ferramenta de metal duro é uma liga de WC como principal componente e Co como elemento liga. A classe do material do fabricante, S26T, é equivalente a classe P25 da norma ISO 513, com 9.5% de Co, tamanho de grão $1,5\ \mu\text{m}$ e dureza de 1550 HV. Com o objetivo de minimizar o consumo do material dos corpos de prova, esta classe de metal duro foi selecionada, pois a mesma é sujeita a maiores taxas de desgaste quando comparada com outras classes de metal duro com cobertura.

O porta-ferramentas utilizado para fixação dos insertos, segundo a Figura 3.8, foi o modelo CTGPR 2020 K16, com ângulo de posição ($\chi = 0^\circ$) e inclinação na face de apoio do inserto que resultou no ângulo de saída ($\gamma = 6^\circ$) e ângulo de folga ($\alpha = 5^\circ$).

Figura 3.8 – Porta-ferramentas.



Fonte: Autoria própria.

3.6 Ensaios preliminares para definição dos parâmetros de corte

Os ensaios preliminares foram realizados com a principal finalidade de determinar os parâmetros de corte que apresentassem temperatura e desgaste de flanco médio da ferramenta satisfatórios, que permitiram avaliar os fluidos de corte classificados pelo ponto Leidenfrost, baseados nos resultados da usinagem dos corpos de prova.

Para tanto, a definição dos parâmetros de corte foi feita experimentalmente pelo torneamento cilíndrico externo de uma barra redonda laminada com Ø2” em SAE 52100. Segundo Diniz *et al.* (2006), a progressão do desgaste é influenciada principalmente pela velocidade de corte V_c , seguida por f e por último ap . Portanto, as variáveis dos testes da presente pesquisa foram apenas V_c e f .

Os valores destas variáveis foram embasados em pesquisas relacionadas na usinagem do SAE 52100, indicadas no Quadro 3.1.

Quadro 3.1 – Referências de parâmetros de corte na usinagem do SAE 52100.

Referência	Pesquisa	Refrigeração	V_c	ap	f	Resultados
Čep. <i>et al.</i> (2008)	Análise da formação do cavaco durante o torneamento duro. Fez a comparação de alguns aspectos da formação do cavaco entre material endurecido e recozido. Utilizou inserto MD com cobertura TiN.	Não	25 até 250	0,25	0,09	Vida Vc 90 ~ 67 min Vc 140 ~ 30 min Vc 170 ~ 20 min Vc 250 ~ 10 min
Biček <i>et al.</i> (2012)	Usinagem criogênica como alternativa para o torneamento do SAE 52100 normalizado e endurecido. Utilizou inserto MD com cobertura Al ₂ O ₃ .	Criogênica e método convencional, com emulsão 7%.	200 500 750	0,4 0,8 1,2	0,100 0,125 0,150	Parâmetros otimizados para melhor TMR (61,6 cm³/min) Vc 700 ap 0,088 f 0,1
Gassner <i>et al.</i> (2018)	Influência da V_c e material da peça nos mecanismos de desgaste em insertos com cobertura CVD TiN/ α -Al ₂ O ₃ .	Não	150 200 250	2	0,35	Vida para VB_B=300 Vc 150 ~ 95min Vc 200 ~ 42min Vc 250 ~ 26min
Sivaiah e Bodicherla (2019)	Efeito de superfícies texturizadas e uso de MQL na usinagem do AISI 52100. Os resultados indicados são referentes a ferramentas sem textura e cobertura.	MQL (100 ml/h), emulsão 1:15	176 198 220	0,4 0,8 0,6	0,14 0,16 0,18	VB_B 19,30 (~12,89 cm ³) 21,35 (~25,18 cm ³) 46,70 (~19,24 cm ³)

Fonte: Autoria própria.

Isto posto, três valores de avanço com intervalo aproximado de 0,1 mm/rev foram aplicados nos ensaios preliminares: 0,095 – 0,190 – 0,280 mm/rev. Já a profundidade de corte 0,8mm, igual ao raio de ponta da ferramenta, foi mantida em para todos os testes.

Foram realizados 9 ensaios preliminares nas condições da Tabela 3.3, submetidos a 6 passes de torneamento por ensaio. Tanto os ensaios preliminares quanto os definitivos foram realizados com o mesmo tipo de inserto, no mesmo torno convencional, que não permite a usinagem com V_c constante, como uma máquina CNC.

Portanto, a maior rotação 1800 rpm, foi aplicada em todos os ensaios e os valores de velocidade de corte média $\overline{V_c}$, foram considerados. Para maior confiabilidade dos resultados, o volume de material removido VMR , em todos os ensaios preliminares, foi similar ao VMR dos ensaios definitivos.

Tabela 3.3 – Condições de usinagem dos ensaios preliminares.

<i>Ensaio</i>	<i>Di</i> (mm)	<i>Df</i> (mm)	<i>lu</i> (mm)	<i>lf</i> (mm)	<i>VMR</i> (cm ³)	<i>n</i> (rpm)	$\overline{V_c}$ (m/min)	<i>f</i> (mm/rev)
1								0,095
2	50,5	40,9	45	55	31,01	1800	253,90	0,190
3								0,280
4								0,095
5	40,9	31,3	56	64	30,49	1800	199,62	0,190
6								0,280
7								0,095
8	31,3	21,7	77	85	30,77	1800	145,33	0,190
9								0,280

Fonte: Autoria própria.

Os ensaios 1, 2 e 3 foram realizados no material previamente usinado com diâmetro inicial $Di=50,5$ mm até o diâmetro final $Df=40,9$ mm, com $ap=0,8$ mm, que resultou em $\overline{V_c}=253,90$ m/min, variando f em 0,095 – 0,190 – 0,280 mm/rev para os ensaios 1, 2 e 3 respectivamente. Os ensaios 4, 5 e 6 foram realizados com $Di=40,9$ mm até $Df=31,3$ mm, com $ap=0,8$ mm, que resultou na $\overline{V_c}=199,62$ m/min, variando f em 0,095–0,190–0,280 mm/rev para os ensaios 4, 5 e 6 respectivamente. Os ensaios 7, 8 e 9 foram realizados com $Di=31,3$ mm até $Df=21,7$ mm, com $ap=0,8$ mm, que resultou na $\overline{V_c}=145,33$ m/min, variando f em 0,095–0,190–0,280 mm/rev para os ensaios 7, 8 e 9 respectivamente.

O correto funcionamento do sistema de lubri-refrigeração foi verificado simultaneamente aos ensaios preliminares de usinagem, no qual todos os ensaios foram refrigerados com fluido de corte em uma emulsão de óleo solúvel na proporção de 1:20, aplicado a uma vazão constante de 1 l/min, na posição vertical a 30 mm de distância da aresta de corte.

A eficácia do sistema de aquisição de temperatura foi avaliada durante todos os passes de usinagem e os resultados foram registrados para posterior análise da variação de temperatura em função dos parâmetros de corte.

Ao término de cada passe de torneamento, o desgaste de flanco médio VB_B e a rugosidade média Ra foram mensurados e seus resultados também analisados.

A metodologia empregada para obter os resultados da temperatura de usinagem medida sob a ferramenta de corte, bem como a medição da rugosidade, é descrita na seção 3.8 deste capítulo.

3.6.1 Análise dos ensaios

Os resultados de temperatura, desgaste de flanco da ferramenta de corte e rugosidade do material usinado, foram analisados para definir o valor de avanço e velocidade de corte empregados nos ensaios definitivos.

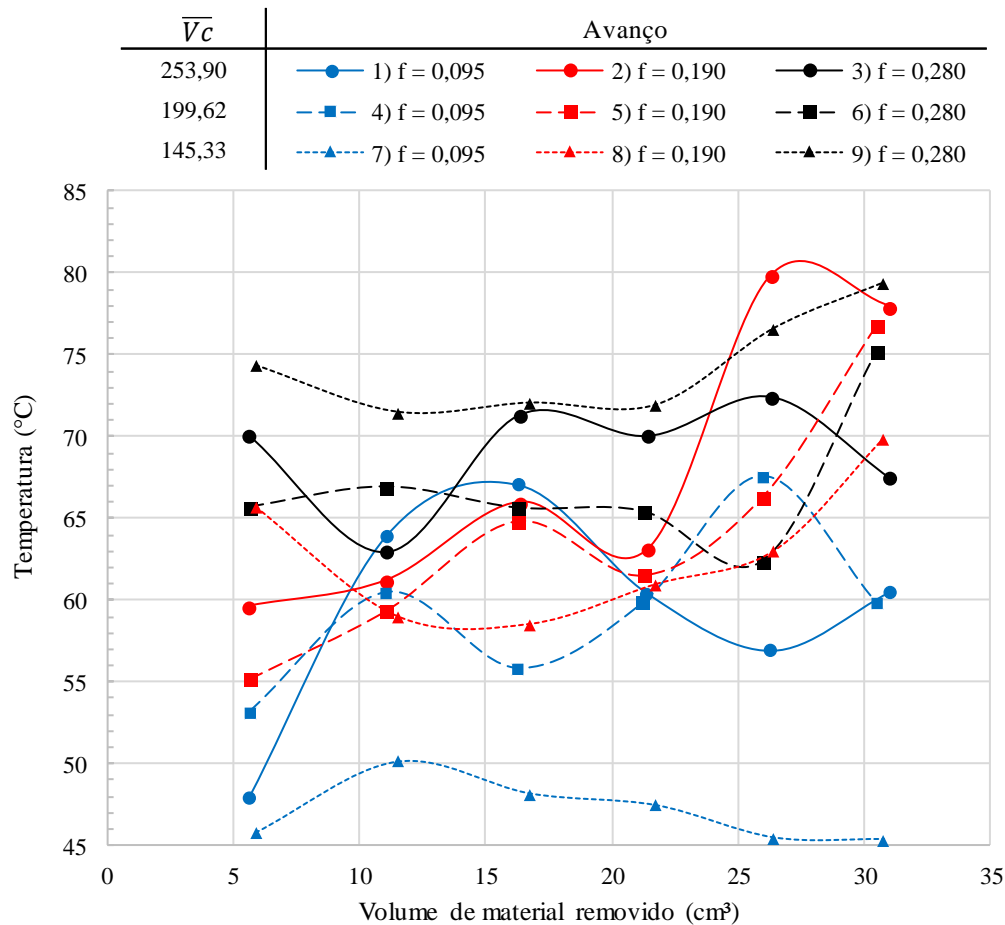
Os tempos de usinagem dos nove ensaios foram diferentes devido a variação da velocidade de corte, avanço e comprimento usinado. Sendo assim, os gráficos dos resultados de temperatura, rugosidade e desgaste de flanco são apresentados em função do volume de material removido, onde os marcadores dos gráficos representam os passes de torneamento.

3.6.1.1 Temperatura de usinagem

A influência do avanço e da velocidade de corte na temperatura de usinagem pode ser observada no gráfico da Figura 3.9, que representa o comportamento da temperatura média de usinagem em função do volume de material removido durante o torneamento.

Devido a rotação constante em todos os ensaios, cabe enfatizar que o comportamento não linear do gráfico dos resultados da temperatura, é justificado pela da redução da velocidade de corte a cada passe. Mesmo nestas condições, os resultados mostraram a tendência de aumento de temperatura média ao final do ensaio em praticamente todas as condições, o que foi suficiente para analisar a influência dos parâmetros de corte na temperatura de usinagem.

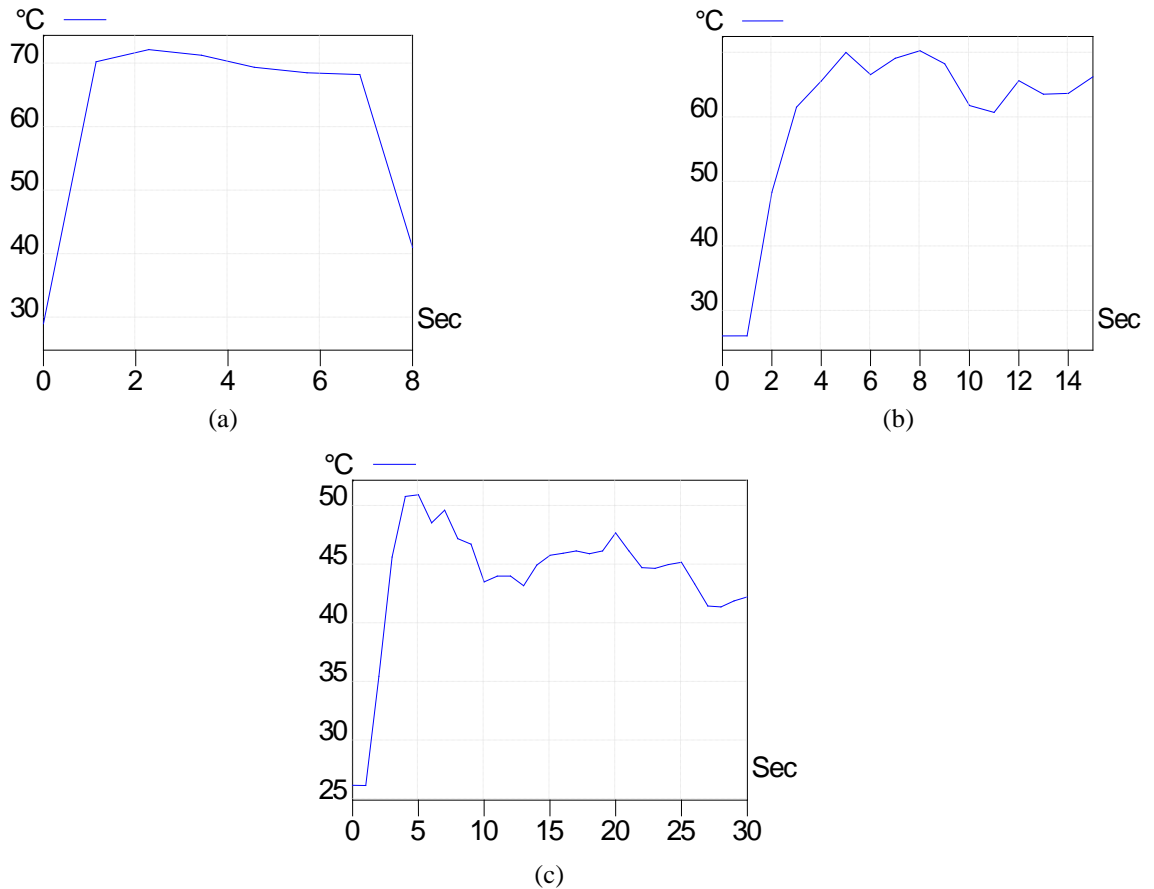
Figura 3.9 – Comportamento da temperatura de usinagem durante os ensaios preliminares.



Ao comparar o resultado dos ensaios 1 a 9, nota-se que a temperatura média em função do VMR foi maior com o aumento da velocidade média de corte e do avanço. Nos ensaios 1, 4 e 7 representados graficamente pelas linhas azuis, o avanço de 0,095 mm/rev apresentou as menores temperaturas de usinagem, principalmente em conjunto com a mais baixa \bar{V}_c , 145,33 m/min. Nos ensaios 2, 5 e 8 representados graficamente pelas linhas vermelhas, o avanço de 0,19 mm/rev apresentou o maior aumento de temperatura durante a usinagem. Nos ensaios 3, 6 e 9 representados graficamente pelas linhas pretas, o avanço de 0,28 mm/rev apresentou as maiores médias de temperatura durante a usinagem.

Durante a usinagem a temperatura se elevou rapidamente e manteve-se satisfatoriamente estável, mesmo para os ensaios com menor tempo, como a curva de temperatura do ensaio 3 ilustrado na Figura 3.10(a). O comportamento da curva é similar para ensaios com tempo intermediário e maior de usinagem, como os ensaios 8 e 7 ilustrados na Figuras 3.10(b) e (c) respectivamente.

Figura 3.10 – Curva de temperatura dos testes preliminares.



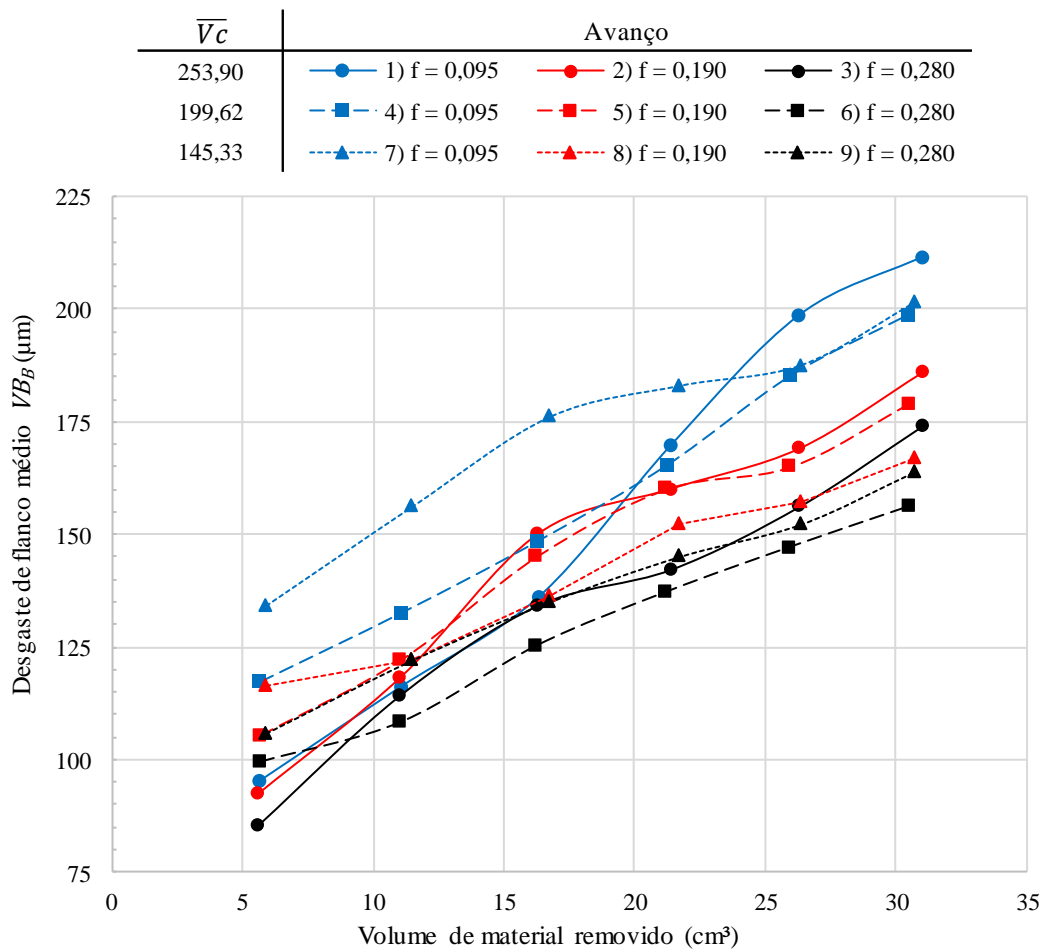
Fonte: Autoria própria.

Para desconsiderar a influência do desgaste da ferramenta de corte, a análise foi baseada apenas no 1º passe de torneamento nas três situações, conforme os gráficos de aquisição de temperatura ilustrados pela Figura 3.10.

3.6.1.2 Desgaste de flanco médio

Devido ao baixo volume de material removido, em quantidade similar aos ensaios definitivos, todos os testes apresentaram desgaste de flanco médio abaixo do critério para final de vida da ferramenta de corte estabelecido pela norma ISO 3685, igual a 300 μm . A seguir, o comportamento da progressão do desgaste de flanco de todos os testes preliminares durante cada passe de torneamento é ilustrado pela Figura 3.11.

Figura 3.11 – Progressão do desgaste de flanco médio durante os ensaios preliminares.

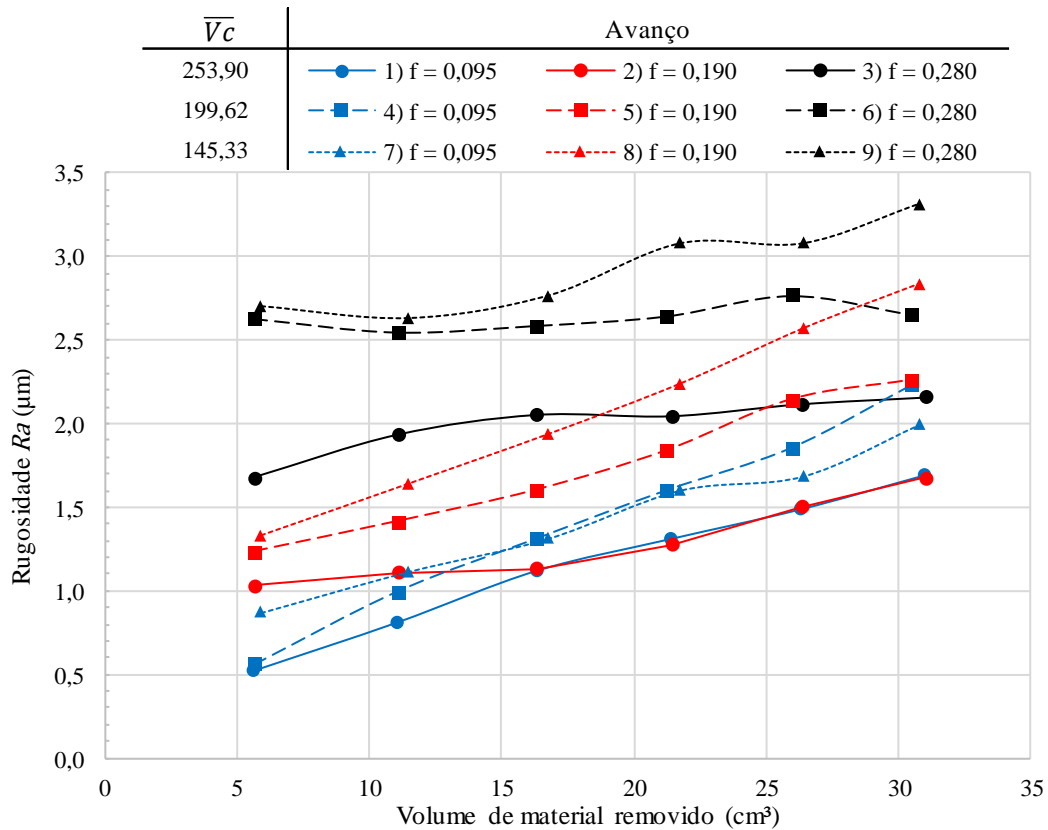


Os maiores valores de desgaste ocorreram com o menor avanço de 0,095 mm/rev para os respectivos ensaios 1, 4 e 7 representados graficamente pelas linhas azuis. Os valores intermediários de desgaste ocorreram com o avanço de 0,19 mm/rev para os ensaios 2 e 5, e avanço de 0,28 mm/rev para o ensaio 3. Os menores valores de desgaste ocorreram com o avanço de 0,19 mm/rev para o ensaio 8, com o avanço de 0,28 mm/rev para os ensaios 6 e 9. Possivelmente por conta do maior tempo de usinagem em menor avanço para remover a mesma quantidade de material, os resultados mostraram que nas condições de usinagem experimentadas, quanto menor o avanço, maior o desgaste de flanco da ferramenta de corte.

3.6.1.3 Rugosidade

Os resultados da rugosidade obtidos a cada passe de torneamento são representados pelo gráfico da Figura 3.12 a seguir, onde nota-se a influência da velocidade de corte, do avanço e do desgaste de flanco nos resultados.

Figura 3.12 – Rugosidade dos ensaios preliminares.



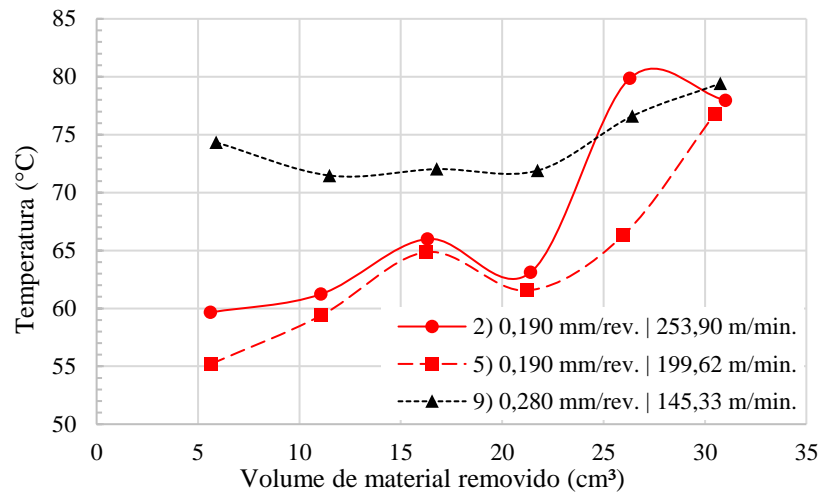
Quanto maior o valor da velocidade de corte, menores valores de rugosidade foram obtidos para um mesmo valor de avanço, como mostraram os resultados dos ensaios 1, 2 e 3. Quanto maior o valor do avanço, menor o aumento da rugosidade durante o ensaio, como mostraram os resultados dos ensaios 3, 6 e 9 que foram submetidos ao avanço de 0,280 mm/rev.

Os maiores valores de rugosidade foram obtidos nos ensaios submetidos aos maiores valores de avanço. Estes resultados já eram previstos no início da usinagem, já que o desgaste da ferramenta praticamente exerce pouca influência no aumento da rugosidade. Já a partir do 3º passe de torneamento percebe-se a mudança no comportamento do aumento da rugosidade, provavelmente devido a influência do aumento do desgaste da ferramenta de corte.

3.6.2 Parâmetros de corte

A rugosidade não foi um fator determinante para a definição dos parâmetros de corte para os ensaios definitivos devido ao seu comportamento similar em todos os ensaios preliminares. Assim sendo, três ensaios com maior temperatura registrada no fim da usinagem foram selecionados para uma primeira análise, conforme o gráfico da Figura 3.13 a seguir.

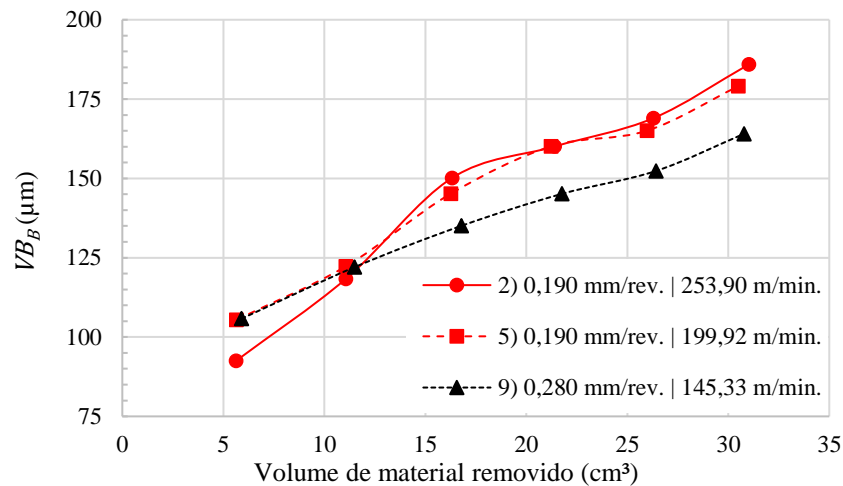
Figura 3.13 – Definição dos parâmetros de corte baseado na temperatura de usinagem.



Fonte: Autoria própria.

Dentre os resultados da Figura 3.13, os ensaios 2 e 5 apresentaram maior aumento de temperatura durante a usinagem, devido ao maior desgaste de flanco apresentado na Figura 3.14. O ensaio 2 apresentou o 4º maior desgaste de flanco entre todos os ensaios realizados, enquanto o ensaio 9 apresentou um dos menores desgastes, o que não causou aumento significativo da temperatura durante a usinagem, mesmo apresentando um dos maiores valores de temperatura.

Figura 3.14 – Definição dos parâmetros de corte baseado no desgaste de flanco médio.



Fonte: Autoria própria.

Diante dos resultados preliminares, os parâmetros de corte definidos para a execução dos ensaios definitivos foram: profundidade de corte de 0,8 mm, avanço de 0,19 mm/rev e velocidade de corte média mínima de 253,90 m/min. Tais parâmetros correspondem ao ensaio 2, que gerou o maior desgaste de flanco, aumento significativo da temperatura durante a usinagem e maior média de temperatura em relação ao ensaio 5.

3.7 Ensaios definitivos

Os experimentos consistiram no torneamento dos corpos de prova empregando os parâmetros de corte estabelecidos nos ensaios preliminares, sendo a única variável deste processo, o fluido de corte classificado segundo o ponto de Leidenfrost, de acordo com Arena (2019). Para efetuar as medições e posterior análise dos resultados, os 27 corpos de prova, bem como todas as arestas de corte dos insertos foram identificados de acordo com o tipo de fluido de corte, concentração e número sequencial de realização do ensaio conforme indicado na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Nomenclatura dos ensaios definitivos.

Fluido de Corte (tipo)	Concentração (%)	n (rpm)	ap (mm)	f (mm/rev)	Ensaio	Sequência
Emulsão	2,50	1800	0,8	0,19	EM-2,5	(01) (02) (03)
	5,00				EM-5	(04) (05) (06)
	10,00				EM-10	(07) (08) (09)
Sintético	4,00	1800	0,8	0,19	SI-4	(10) (11) (12)
	7,00				SI-7	(13) (14) (15)
	10,00				SI-10	(16) (17) (18)
Semissintético	1,25	1800	0,8	0,19	SS-1,25	(19) (20) (21)
	2,50				SS-2,5	(22) (23) (24)
	5,00				SS-5	(25) (26) (27)

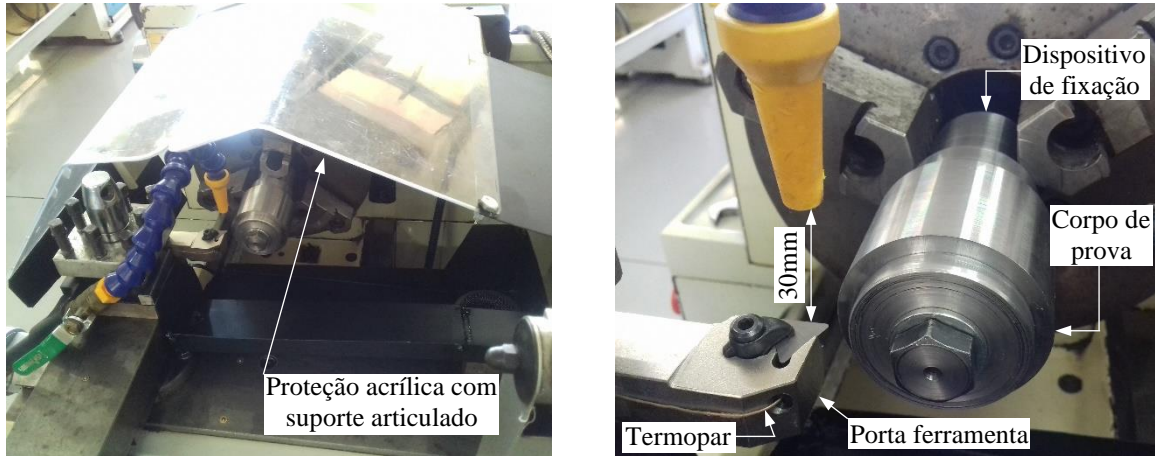
Fonte: Autoria própria.

O torno foi previamente limpo e lubrificado, bem como todo o sistema de lubri-refrigeração que foi limpo pela recirculação de uma solução com água sanitária. Em seguida a limpeza do reservatório e da calha coletora realizada com detergente e feita nova recirculação de água no sistema para eliminação de resíduos de óleo no interior de do reservatório, mangueiras, calha e bocal flexível.

O reservatório foi abastecido com a mistura de 4 l de fluido de corte, feita com auxílio de beakers de 1000 ml e 50 ml, com a finalidade de assegurar a correta proporção fluido de corte diluído em água. Cabe ressaltar que todo o sistema de lubri-refrigeração foi limpo e o reservatório abastecido conforme o procedimento descrito após três repetições de cada ensaio, quando o tipo e concentração do fluido de corte foi alterado.

Em prosseguimento a preparação para os ensaios, todo aparato foi montado no torno conforme a Figura 3.15.

Figura 3.15 – Montagem do aparato para os ensaios de usinagem.



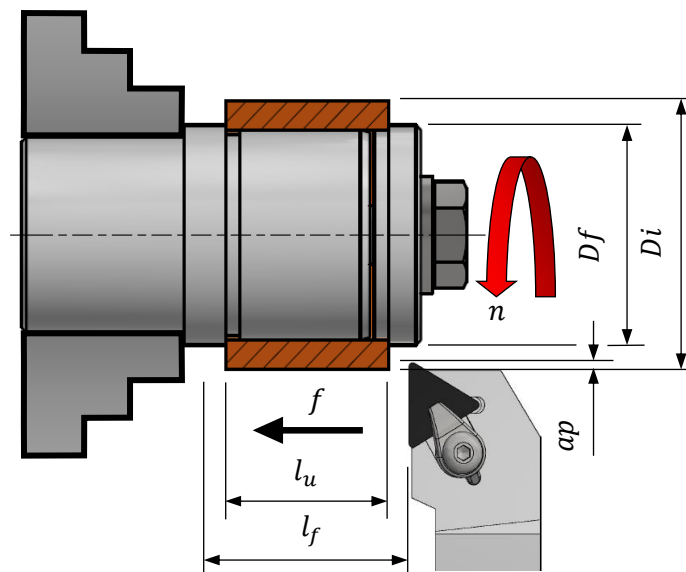
Fonte: Autoria própria.

O dispositivo de usinagem dos corpos de prova foi fixado no torno e centralizado com auxílio de relógio comparador para assegurar o batimento radial e axial máximo de 0,02 mm.

O porta-ferramentas foi montado e o fio termopar conectado ao sistema de aquisição de temperatura. A vazão do sistema de lubri-refrigeração foi ajustada em 1 l/min e o bocal flexível posicionado 30 mm acima da aresta da ferramenta de corte.

A usinagem dos corpos de prova e a simultânea aquisição de temperatura foram realizadas nas condições representadas pela Figura 3.16.

Figura 3.16 – Esquema de usinagem dos corpos de prova.



Fonte: Autoria própria.

Os corpos de prova com $D_i=55,0$ mm e $l_u=40$ mm foram torneados com rotação constante $n=1800$ rpm, empregando os parâmetros de corte $ap=0,8$ mm e $f=0,19$ mm/rev em 6 passes até $D_f=45,4$ mm, que resultou no $VMR=30,28$ cm³ e $\bar{V}c=279,35$ m/min.

O tempo de usinagem (t), durante a remoção de material para cada passe, em função do comprimento do corpo de prova (l_u) foi igual a 7,02 s, totalizando 42,12 s, determinado pela expressão:

$$t = l_u \div (n \times f) \quad (11)$$

Já o tempo (t), em função do percurso da ferramenta de corte ($l_f=55$ mm), durante um passe foi igual a 9,65 s, determinado pela expressão:

$$t = l_f \div (n \times f) \quad (12)$$

Logo, o tempo de aquisição de temperatura durante um passe de torneamento foi configurado em 12 s.

Ao término de cada passe, o desgaste de flanco médio do inserto foi medido, bem como a medição da rugosidade do corpo de prova. Após 6 passes, quando cada ensaio de torneamento foi concluído, a ponta da ferramenta de corte foi substituída por outra sem uso para dar continuidade aos ensaios, seguindo o mesmo procedimento descrito nesta seção.

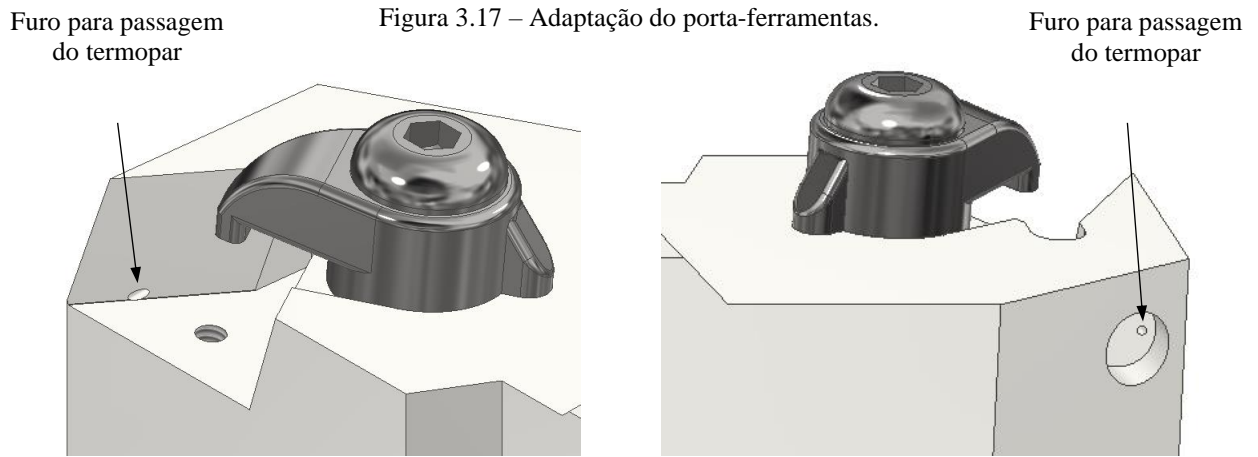
3.8 Metodologia para obtenção e análise dos resultados

Este tópico descreve todos os métodos empregados para obtenção e análise dos resultados obtidos durante a usinagem dos corpos de prova: temperatura e desgaste de flanco médio da aresta de corte; e os resultados obtidos após a usinagem pela caracterização da integridade superficial das amostras extraídas dos corpos de prova: rugosidade, alterações na microestrutura e valor da microdureza superficial dos corpos de prova.

3.8.1 Aquisição de temperatura de usinagem

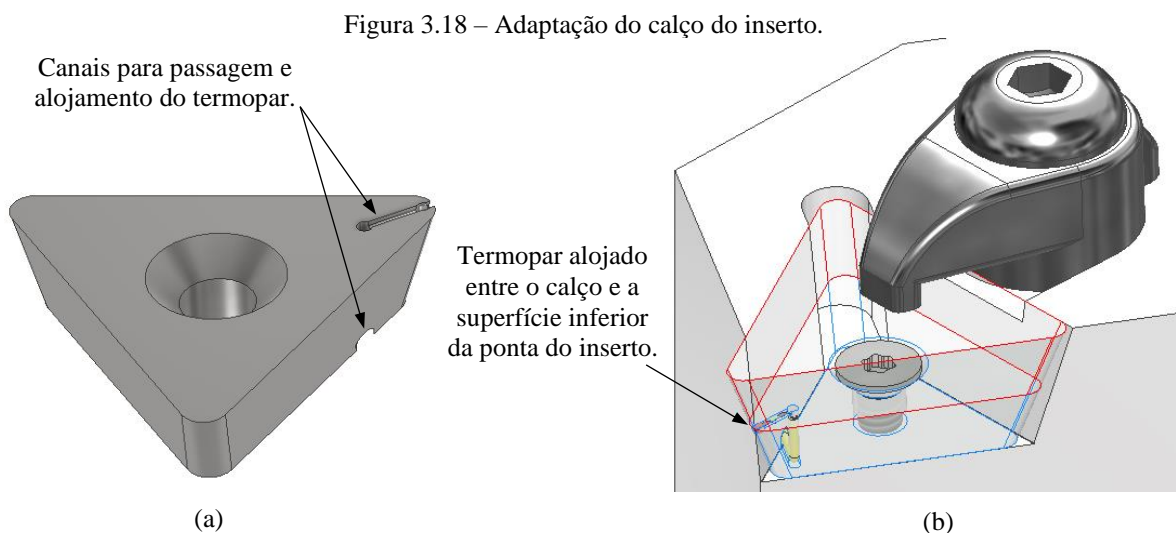
A temperatura produzida pela taxa de deformação do material removido e o atrito na área de contato entre o cavaco e a ferramenta é conduzida pela ferramenta de corte. Assim sendo, a aquisição da temperatura foi realizada por um microtermopar do tipo K, constituído de Níquel-Cromo (+) e Níquel-Alumínio (-), com diâmetro de 0,3 mm e tolerância de $\pm 1,5$ °C para a faixa de temperatura de trabalho de -40 °C a 333 °C.

O termopar foi alojado no porta-ferramentas entre o calço e a face inferior da ponta do inserto. Para tanto, o porta-ferramentas foi perfurado com 0,5 mm de diâmetro para passagem do termopar conforme ilustrado na Figura 3.17 a seguir.



Fonte: Autoria própria.

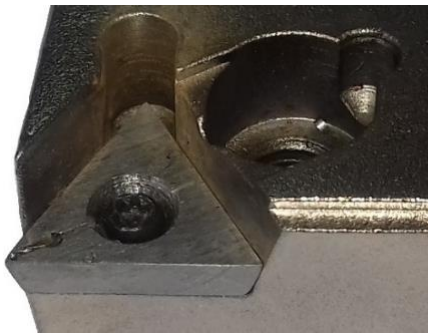
Um novo calço do inserto, ilustrado pela Figura 3.18(a) a seguir, foi confeccionado em SAE 1045, com canais para passagem de 0,5 mm e canal de 0,3 mm para alojamento do termopar, de acordo com a Figura 3.18(b).



Fonte: Autoria própria.

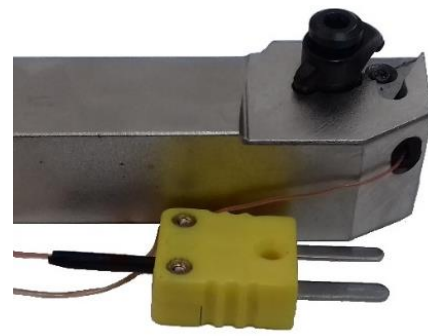
A junta de medição de temperatura do termopar foi fixada no calço do porta-ferramentas com adesivo epóxi para evitar que uma eventual movimentação do termopar interfira na aquisição da temperatura, conforme ilustrado na Figura 3.19(a) a seguir. Pasta térmica foi utilizada na junta dos termopares durante os ensaios a fim melhorar a condutividade térmica e garantir a qualidade da aquisição e registro das temperaturas.

Figura 3.19 – Montagem do termopar no porta-ferramentas.



(a)

Fonte: Autoria própria.

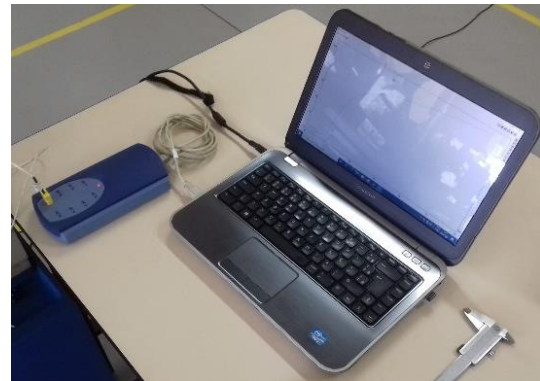
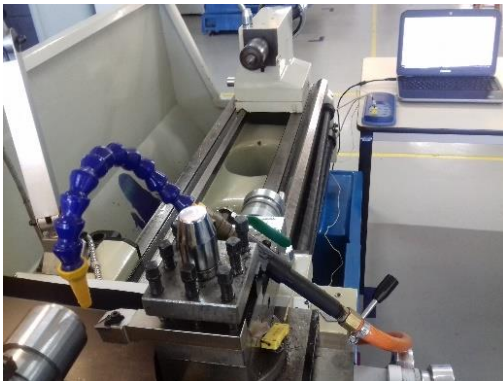


(b)

Um miniconector de pinos chatos foi montado na outra extremidade do termopar conforme ilustrado na Figura 3.19(b) para a conexão com o sistema de aquisição de dados.

A aquisição dos dados de temperatura foi feita pelo *data logger* modelo TC-08 da Pico Technology, a uma frequência de aquisição de 1 Hz, conectado a um computador via cabo USB, conforme ilustrado na Figura 3.20 a seguir.

Figura 3.20 – Sistema de aquisição de temperatura.



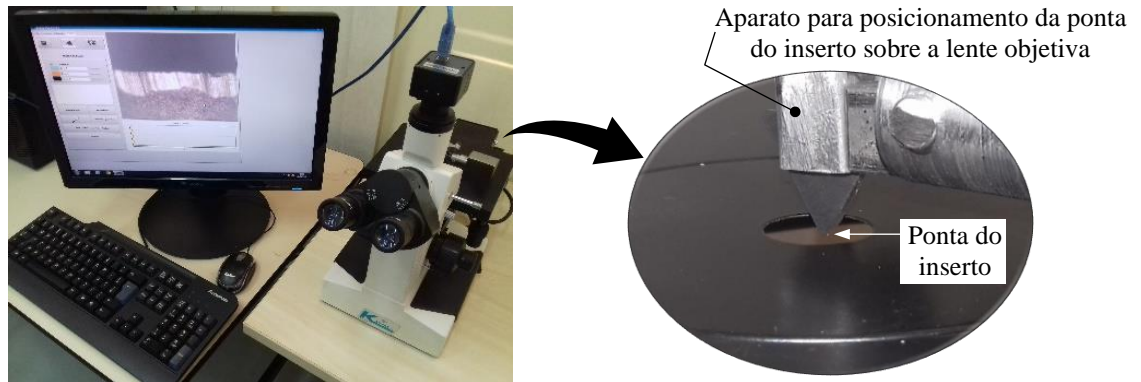
Fonte: Autoria própria.

Os resultados de temperatura durante o tempo de cada passe de torneamento foram registrados e monitorados com o *software* PicoLogger Record, em forma de gráficos e em planilhas de dados.

3.8.2 Medição do desgaste de flanco médio

A avaliação da progressão do desgaste de flanco médio (VB_B) da aresta de corte foi realizada por microscopia óptica, após todos os passes de torneamento, com auxílio de um microscópio de platina invertida KONTROL modelo IM100i, acoplado a uma câmera digital conforme ilustrado na Figura 3.21 a seguir.

Figura 3.21 – Medição do desgaste de flanco médio.



Fonte: Autoria própria.

As capturas das imagens foram realizadas com ampliações de 40x e 100x, de acordo com a largura do desgaste mensurado. Os valores do desgaste de flanco foram obtidos pela média de cinco medições da largura do desgaste na superfície de folga da ferramenta de corte, para tal, o *software* de processamento de imagens ImageJ foi utilizado nas medições do desgaste.

3.8.3 Medição da rugosidade

A avaliação da rugosidade média (R_a) foi feita com um rugosímetro portátil modelo TR200 da TIME Group, com *cut-off* ajustado em 0,8 mm em 5 comprimentos de amostragem. As medições foram realizadas ao final de cada passe de torneamento, com o corpo de prova fixado no torno conforme ilustrado na Figura 3.22.

Figura 3.22 – Medição da rugosidade.



Fonte: Autoria própria.

Para realizar a medição da rugosidade no torno, o rugosímetro foi montado na coluna de um medidor de altura de 300 mm e posicionado sobre o carro transversal. A superfície mensurada foi limpa com álcool isopropílico e as medições foram obtidas longitudinalmente em três pontos equidistantes do comprimento usinado.

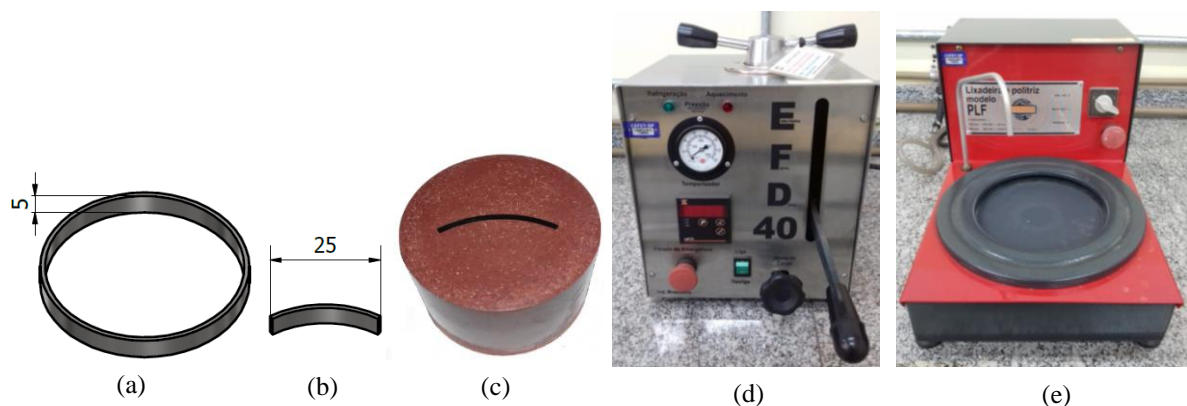
3.8.4 Microscopia óptica

As análises metalográficas dos materiais usinados neste experimento foram realizadas com o objetivo de investigar alterações microestruturais de origem térmica. Esta análise foi feita em amostras retiradas de nove corpos de prova selecionados, um referente a cada tipo e concentração de fluido de corte.

As amostras foram cortadas no torno com auxílio de um bedame, na espessura de 5mm de conforme a seguir na Figura 3.23(a), empregando velocidade de 23 m/min de corte. Além da baixa velocidade de corte, foi aplicada lubri-refrigeração abundante para evitar alterações microestruturais indesejadas.

Em seguida, a preparação das amostras, bem como a análise metalográfica foi realizada no laboratório de Materiais do IFSP-campus Araraquara, onde as amostras foram seccionadas manualmente em formato de arco com comprimento de 25 mm, de acordo Figura 3.23(b).

Figura 3.23 – Preparação das amostras.



Fonte: Autoria própria.

Para facilitar a manipulação das amostras devido ao pequeno tamanho e formato, estas foram embutidas a quente em resina fenólica com pressão de 1000 psi, Figura 3.23(c) com auxílio de uma embutidora digital Fortel EFD40 ilustrada pela Figura 3.23(d). Logo depois a superfícies das amostras foram lixadas, seguido de polimento, utilizando lixadeiras e poltrizes Fortel PFL ilustradas pela Figura 3.23(e).

A preparação das superfícies iniciou-se com o lixamento seguindo a ordem das granulometrias 100, 220, 320, 400, 600, 800 e 1200 mesh, alterando em 90° o sentido de lixamento em cada granulometria subsequente, até o desaparecimento dos sulcos oriundos da lixa anterior.

Em todas as etapas do lixamento utilizou-se água como fluido refrigerante e após cada etapa, as amostras foram lavadas com água corrente, para eliminar partículas abrasivas residuais dos processos anteriores.

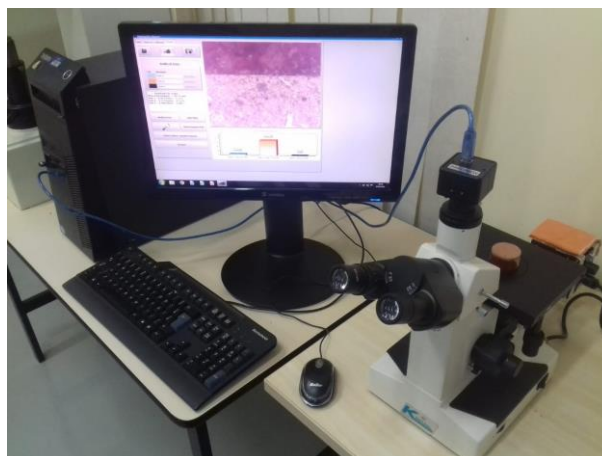
Após o lixamento as amostras foram polidas com pastas abrasivas em discos de pano em duas etapas até eliminar os sulcos oriundos do lixamento. Primeiramente foi utilizada pasta de diamante com granulometria 3 μm e na sequência utilizada pasta abrasiva de Al_2O_3 com granulometria de 1 μm .

Antes e após ambas as etapas de polimento, as amostras foram lavadas com água em uma lavadora ultrassônica Schuster L-100, seguido de lavagem em água corrente, para eliminar partículas abrasivas residuais dos processos anteriores.

Previamente a microscopia óptica, as superfícies das amostras foram atacadas quimicamente com reagente ácido com a finalidade de revelar as características da microestrutura do material. As amostras foram imersas em Nital 2% (solução de 2% de ácido nítrico em álcool etílico) durante 10 segundos, em seguida, para neutralizar a ação do reagente ácido, as amostras foram lavadas com água, seguido por álcool etílico e secas com auxílio de um soprador de ar quente.

Por fim, a observação das alterações microestruturais decorrentes da capacidade de refrigerações dos fluidos de corte durante a usinagem foi realizada com auxílio de um microscópio metalográfico de platina invertida KONTROL modelo IM100i, conforme ilustrado na Figura 3.24.

Figura 3.24 – Microscopia óptica.



Fonte: Autoria própria.

O microscópio foi equipado com lentes objetivas para ampliação de 100x, 200x, 400x e 800x, acoplado a uma câmera digital para captura das imagens. A análise das micrografias foi realizada com auxílio dos *softwares* Metalográfico Electron e ImageJ.

3.8.5 Microdureza

A medição da microdureza das amostras foi realizada após a microscopia óptica, como etapa complementar a fim de examinar a ocorrência de possíveis alterações microestruturais.

Deste modo, caso ocorra variação da microdureza da subsuperfície da seção transversal ao realizar a análise comparativa entre as amostras, esta variação indica que provavelmente houve alteração microestrutural do material decorrente da capacidade lubri-refrigerante dos diversos fluidos de corte empregados nesta pesquisa.

Para tanto, todas as amostras foram novamente polidas com disco de pano e pasta abrasiva de Al_2O_3 com granulometria de $1\ \mu m$, o que permitiu melhor visualização da subsuperfície durante a análise da microdureza.

Em seguida, a medição de microdureza em escala Vickers foi realizada no Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia de Bauru (FEB) – UNESP campus Bauru, com auxílio de um microdurômetro digital da marca Mitutoyo, modelo HM-211, equipado com lentes objetivas para ampliação de 100x e 500x.

As medições foram realizadas em conformidade com as normas ASTM-E92-17 e ASTM-E384-07, que especificam que o valor da dureza é baseado na média das duas diagonais das impressões geradas por um indentador Vickers com ponta de diamante em formato piramidal com ângulo de 136° , de base quadrada.

A dureza Vickers em cada indentação é calculada pela expressão:

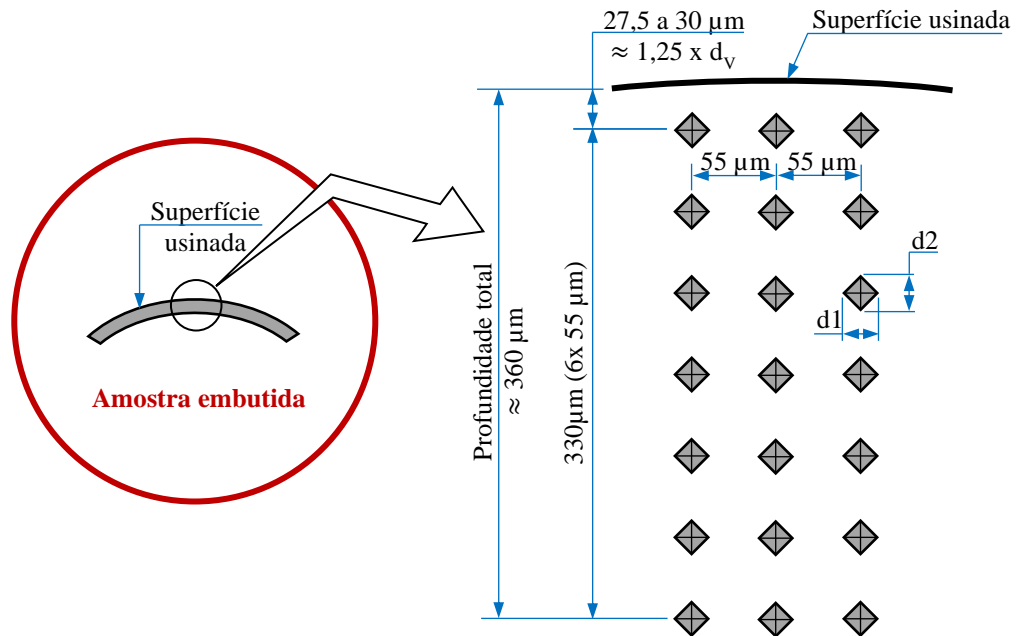
$$HV = \frac{2 \cdot 10^3 \times F \times \sin(\theta \div 2)}{d_v^2} = \frac{1.854,4 \times F}{d_v^2} \quad (13)$$

onde F é a força de indentação e d_v é o comprimento médio da diagonal Vickers.

Com o propósito de definir o valor da força aplicada pelo indentador, um ensaio preliminar foi realizado de forma que as diagonais médias geradas fossem iguais a $21\ \mu m$ ou maior, para a objetiva de 50x do microdurômetro,

Logo, a força aplicada nos ensaios foi de 50 gf durante 10 s, que resultou em diagonais médias próximas de $21\ \mu m$, com distância entre as indentações de $55\ \mu m$ ($2,5 \times d_v$), produzindo um maior número de indentações na profundidade de medição de $360\ \mu m$ abaixo da superfície usinada, conforme ilustrado pela Figura 3.25 a seguir.

Figura 3.25 – Esquema de distribuição das indentações para medição da microdureza.



Fonte: Autoria própria.

Foram realizadas 21 indentações em todas as amostras, distribuídas em 3 séries no sentido da profundidade de medição. Logo, a microdureza relativa a cada profundidade da subsuperfície usinada foi determinada pela média aritmética de 3 respectivas indentações.

3.8.6 Análise estatística

A análise estatística foi realizada a fim de averiguar a influência dos tipos de fluidos de corte com diferentes temperaturas de Leidenfrost, sobre os resultados de temperatura de usinagem, desgaste de flanco médio, rugosidade e microdureza.

A análise de variância (ANOVA) com dois fatores em três níveis com nível de significância de 5%, determinou a existência ou não de diferença estatisticamente significativa entre os resultados para cada condição de fluido de corte. Dois fatores foram analisados em três níveis, sendo o tipo de fluido de corte (emulsão, sintético, Semissintético) e a TLF (maior, intermediária, menor) por tipo de fluido.

Como complemento do teste de ANOVA, o teste de Tukey foi feito para comparação da média dos resultados e identificar os fatores e suas interações significativamente diferentes.

Os resultados da ANOVA, do teste de Tukey, e os gráficos dos efeitos dos fatores principais e das interações, foram geradas pelo *software* Minitab® e são apresentadas no APÊNDICE A e no APÊNDICE B.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos durante os ensaios de usinagem para temperatura e desgaste de flanco médio da aresta de corte, bem como os resultados da caracterização da integridade superficial das amostras para rugosidade, alterações microestruturais e microdureza.

Os resultados para cada condição de fluido de corte, identificados conforme a Tabela 3.4, são apresentados em forma de gráficos para comparação entre os diversos tipos de fluidos e discutidos com a devida relevância a temperatura de Leidenfrost e a capacidade de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

4.1 Temperatura de usinagem

A temperatura de usinagem medida sob a face inferior do inserto, a princípio foi analisada de maneira independente para todos os fluidos de corte conforme o tipo e concentração. Os resultados são apresentados em gráficos da temperatura média durante o passe de torneamento em função do tempo, com marcadores que representam o término de cada passe de usinagem.

Pôde-se notar o comportamento não linear da temperatura devido a redução da velocidade de corte a cada passe de torneamento, similar ao ocorrido nos ensaios preliminares. No entanto, nos últimos passes de todos os ensaios, houve aumento significativo da temperatura em decorrência do desgaste da ferramenta de corte.

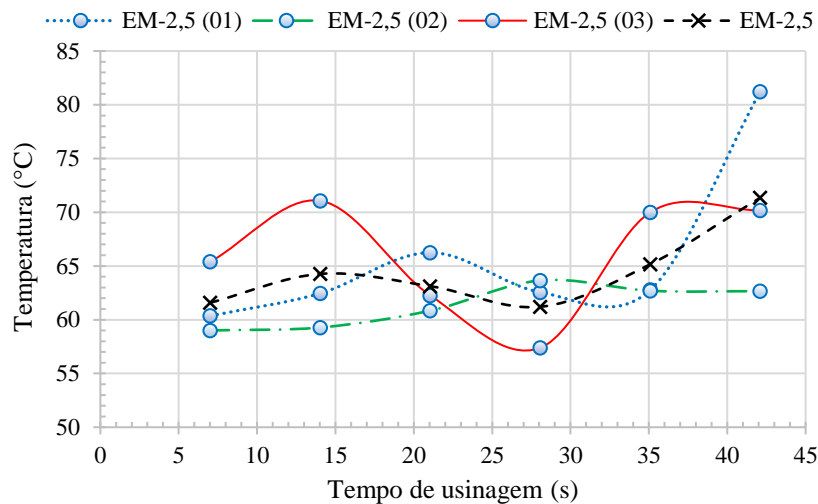
Após a análise individual do comportamento da temperatura, os resultados da temperatura de usinagem sob o inserto para os diversos tipos de fluidos de corte foram comparados e realizada a correlação com os seus respectivos pontos de Leidenfrost.

4.1.1 Emulsões

A temperatura dos três ensaios realizados com Emulsão na concentração de 2,5% em água é apresentada pela Figura 4.1 a seguir. Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para EM-2,5, a temperatura ocorreu entre 61 °C e 64 °C no início da usinagem, até 14,02 s, quando há menor influência do desgaste da ferramenta de corte.

O ensaio EM-2,5 (03) apresentou grande variação de temperatura devido ao maior desgaste de flanco e conseqüentemente aumento do atrito na superfície de folga. A pouca ação lubrificante, associada a menor concentração do fluido, pode ter contribuído para o maior desgaste neste ensaio. Ressalta-se que, para menores concentrações dos diferentes tipos de fluidos estudados, a influência dos mecanismos de desgaste na temperatura de usinagem e no desgaste de flanco é discutida na seção 4.2.4 deste capítulo.

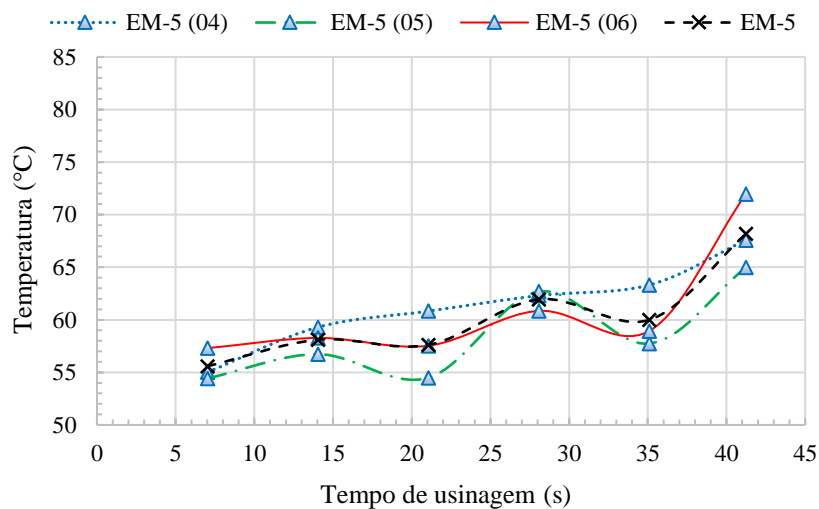
Figura 4.1 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 2,5%).



Fonte: Autoria própria.

A temperatura dos três ensaios realizados com Emulsão na concentração de 5% em água é apresentada pela Figura 4.2.

Figura 4.2 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 5%).

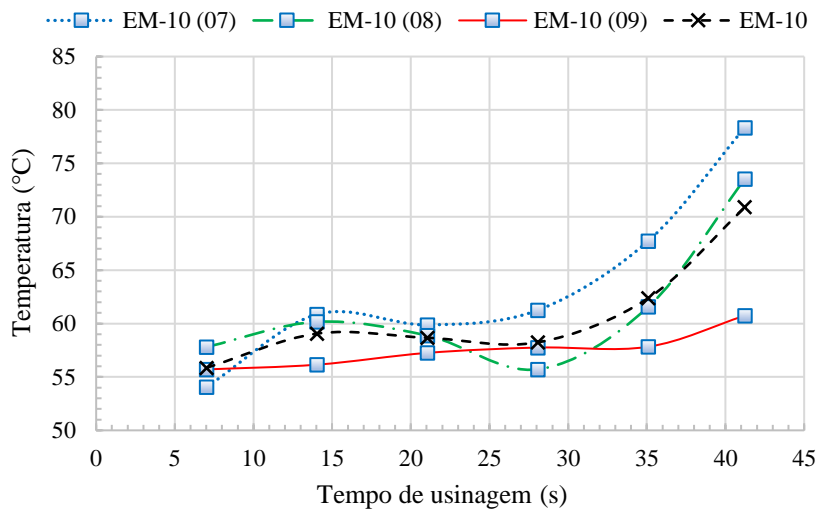


Fonte: Autoria própria.

Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para EM-5, a temperatura no início da usinagem ocorreu entre 55 °C e 58 °C.

A temperatura dos três ensaios realizados com Emulsão na concentração de 10% em água é apresentada pela Figura 4.3. Assim como a EM-5, observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para EM-10, a temperatura no início da usinagem ocorreu entre 56 °C e 59 °C.

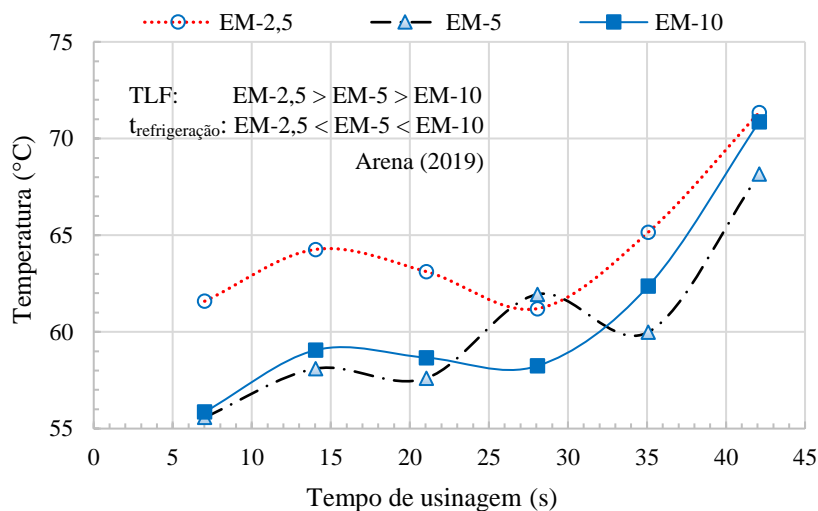
Figura 4.3 – Temperatura de usinagem (Emulsão - 10%).



Fonte: Autoria própria.

As curvas da média de temperatura para os fluidos de corte EM-2,5, EM-5 e EM-10 são sobrepostas e apresentadas no gráfico da Figura 4.4, acompanhadas da classificação pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

Figura 4.4 – Temperatura de usinagem (Emulsões - 2,5%, 5% e 10%).



Fonte: Autoria própria.

Ao contrário do que era esperado, os resultados mostraram que a EM-2,5 apresentou maior temperatura de usinagem perante a EM-5 e EM-10, embora conte com maior capacidade de refrigeração e maior TLF entre as Emulsões, segundo os experimentos de Arena (2019). Já a EM-5, que possui maior capacidade de refrigeração e TLF em relação a EM-10, apresentou temperatura de usinagem ligeiramente menor.

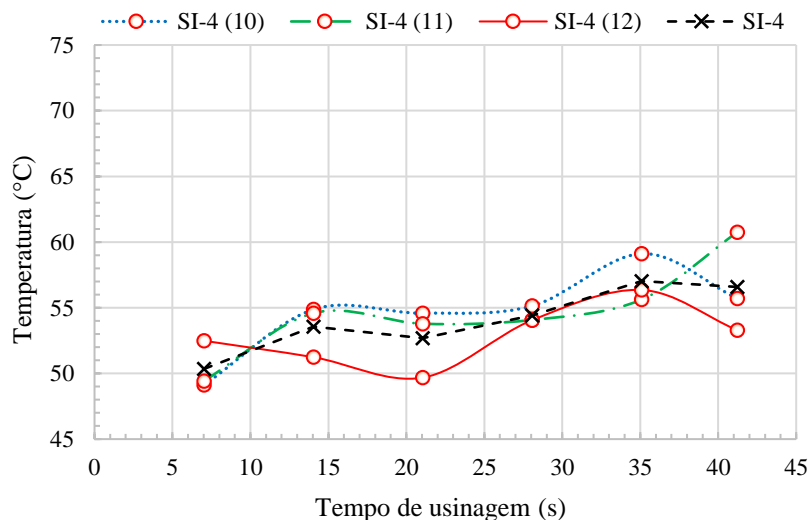
Nota-se que não há uma relação evidente entre TLF e o tempo de refrigeração segundo Arena (2019), com as temperaturas de usinagem obtidas nos ensaios, embora EM-10 tenha apresentado temperatura final do ensaio similar a EM-2,5.

Logo, não é possível afirmar com exatidão que para Emulsões, quanto maior a temperatura de Leidenfrost segundo a pesquisa de Arena (2019), maior é a capacidade de refrigeração no processo do torneamento do SAE 52100. Provavelmente devido a pouca ação lubrificante da solução com menor concentração 2,5%, resultou em maior atrito e consequentemente, maior desgaste da ferramenta e maior temperatura de usinagem.

4.1.2 Fluidos Sintéticos

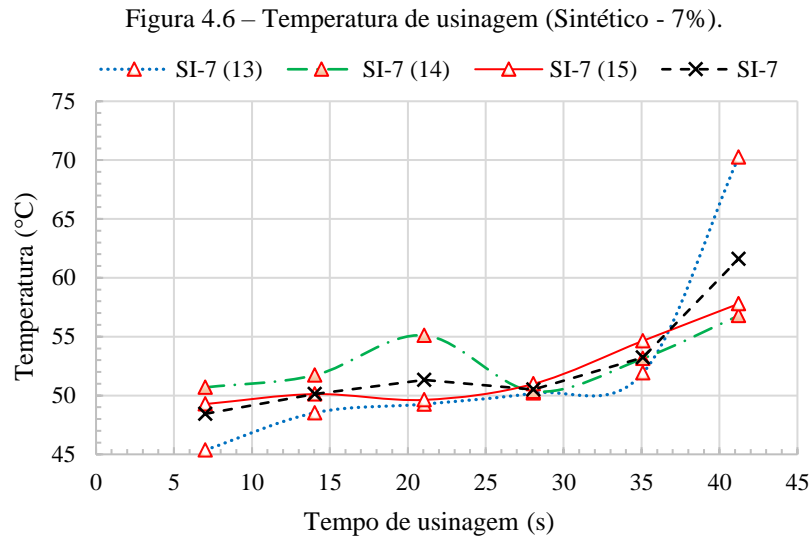
A temperatura dos três ensaios realizados com FC Sintético na concentração de 4% em água é apresentada pela Figura 4.5. Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SI-4, a temperatura ocorreu aproximadamente entre 50 °C e 54 °C, no início da usinagem, até 14,02 s, quando há menor influência do desgaste da ferramenta de corte.

Figura 4.5 – Temperatura de usinagem (Sintético - 4%).



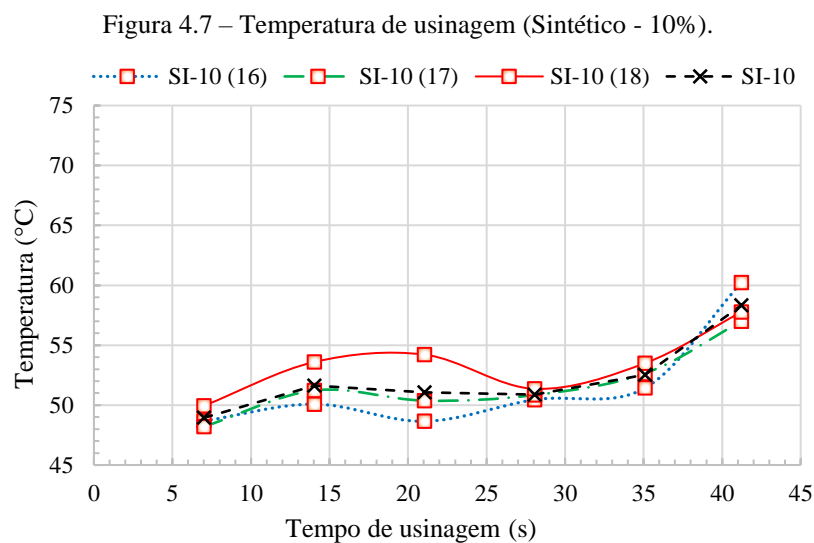
Fonte: Autoria própria.

A temperatura dos três ensaios realizados com FC Sintético na concentração de 7% em água é apresentada pela Figura 4.6 a seguir. Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SI-7, a temperatura no início da usinagem ocorreu entre 48 °C e 50 °C, no início da usinagem, até 14,02 s.



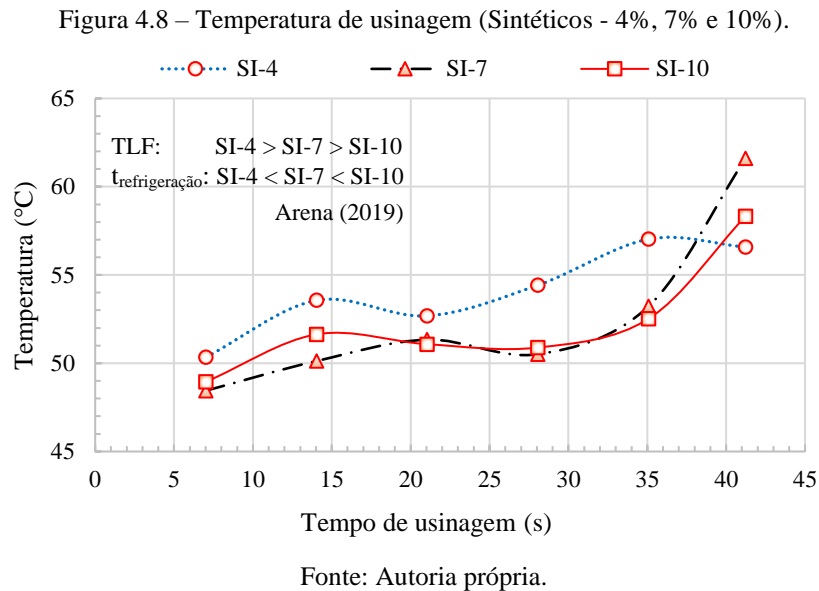
Fonte: Autoria própria.

A temperatura dos três ensaios realizados com FC Sintético na concentração de 10% em água é apresentada pela Figura 4.7. Assim como o SI-7, observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SI-10, a temperatura no início da usinagem ocorreu entre 49 °C e 52 °C, no início da usinagem, até 14,02 s.



Fonte: Autoria própria.

As curvas da média de temperatura para os fluidos de corte SI-4, SI-7 e SI-10 são sobrepostas e apresentadas no gráfico da Figura 4.8 a seguir, acompanhadas da classificação pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).



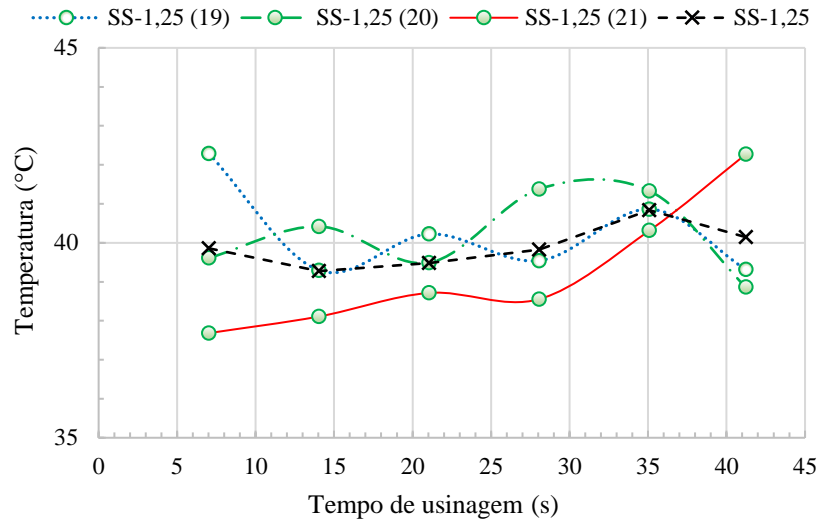
Ao contrário do que era esperado, os resultados mostraram que a SI-4 apresentou maior temperatura perante a SI-7 e SI-10 durante todo o ensaio praticamente, embora conte com maior capacidade de refrigeração e maior TLF entre os fluidos Sintéticos, segundo de Arena (2019). Já o SI-7, que possui maior capacidade de refrigeração e TLF em relação a SI-10, apresentou temperatura de usinagem ligeiramente menor durante a primeira parte do ensaio.

Assim como a provável justificativa apresentada para os resultados das Emulsões, não é possível afirmar que para fluidos Sintéticos, quanto maior a TLF, maior é a capacidade de refrigeração. Visto que não há uma relação evidente entre TLF e tempo de refrigeração, com as temperaturas de usinagem obtidas nos ensaios notadamente para SI-4.

4.1.3 Fluidos Semissintéticos

A temperatura dos três ensaios realizados com FC Semissintético na concentração de 1,25% em água é apresentada pela Figura 4.9 a seguir. Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SS-1,25, a temperatura ocorreu aproximadamente entre 39 °C e 40 °C notadamente no início da usinagem, até 14,02s, quando não há grande influência do desgaste da ferramenta, embora houvesse formação de aresta postiza na ferramenta de corte nos ensaios SS-1,25(20) e SS-1,25(21), desde o início da usinagem.

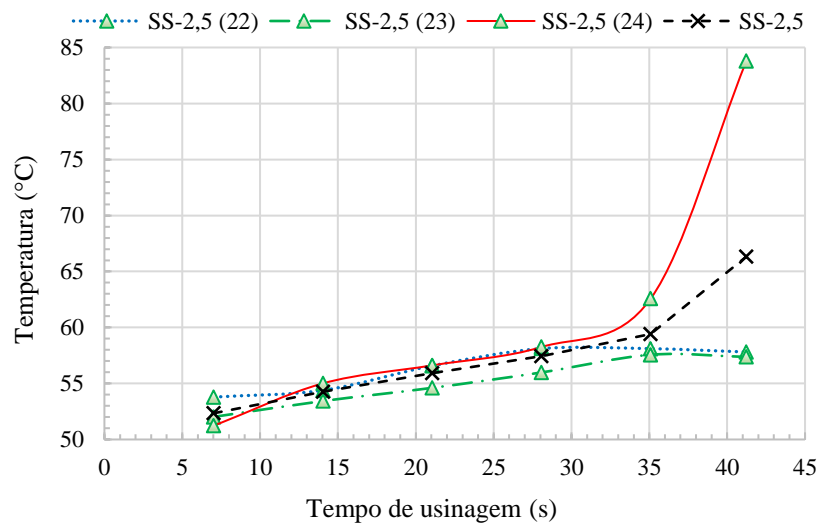
Figura 4.9 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 1,25%).



Fonte: Autoria própria.

A temperatura dos três ensaios realizados com FC Semissintético na concentração de 2,5% em água é apresentada pela Figura 4.10. Observa-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SS-2,5, a temperatura no início da usinagem ocorreu entre 52 °C e 54 °C, quando há menor influência do desgaste da ferramenta.

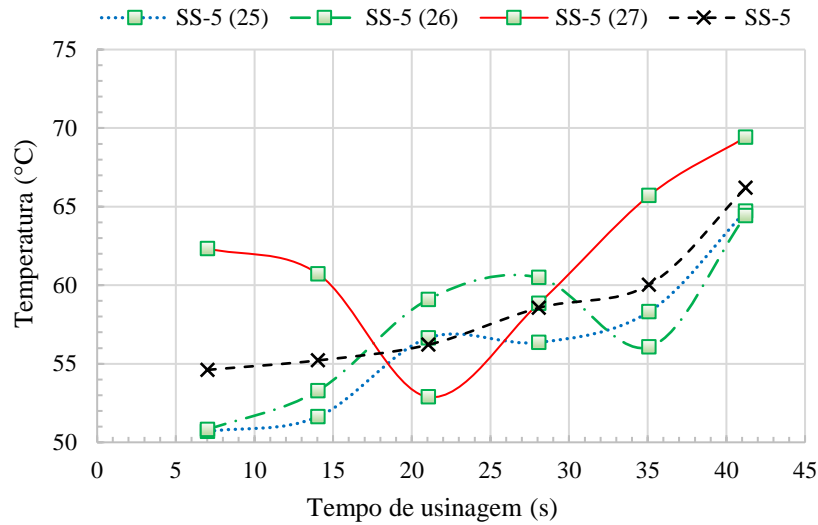
Figura 4.10 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 2,5%).



Fonte: Autoria própria.

A temperatura dos três ensaios realizados com FC Semissintético na concentração de 5% em água é apresentada pela Figura 4.11 a seguir. Nota-se na linha tracejada que representa o resultado médio para SS-5, a temperatura no início da usinagem ocorreu aproximadamente em 55 °C.

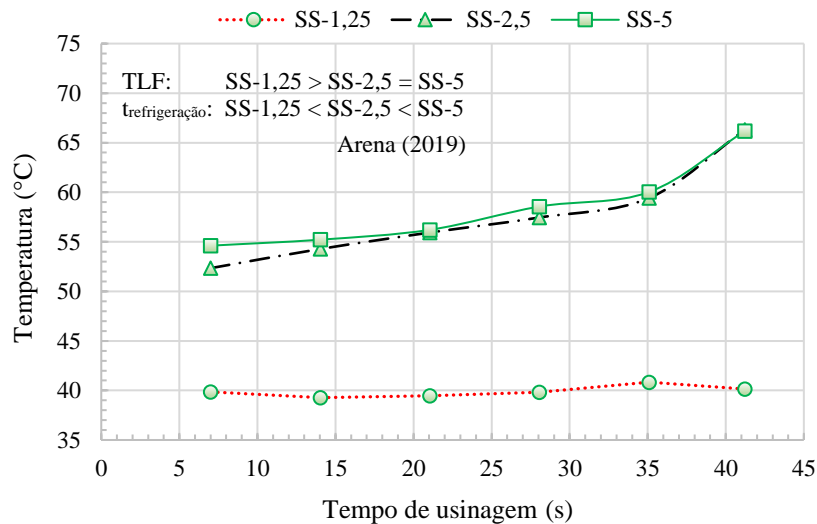
Figura 4.11 – Temperatura de usinagem (Semissintético – 5%).



Fonte: Autoria própria.

As curvas da média de temperatura para os fluidos de corte SS-1,25, SS-2,5 e SS-5 são sobrepostas e apresentadas no gráfico da Figura 4.12, acompanhadas da classificação pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

Figura 4.12 – Temperatura de usinagem (Semissintéticos – 1,25%, 2,5% e 5%).



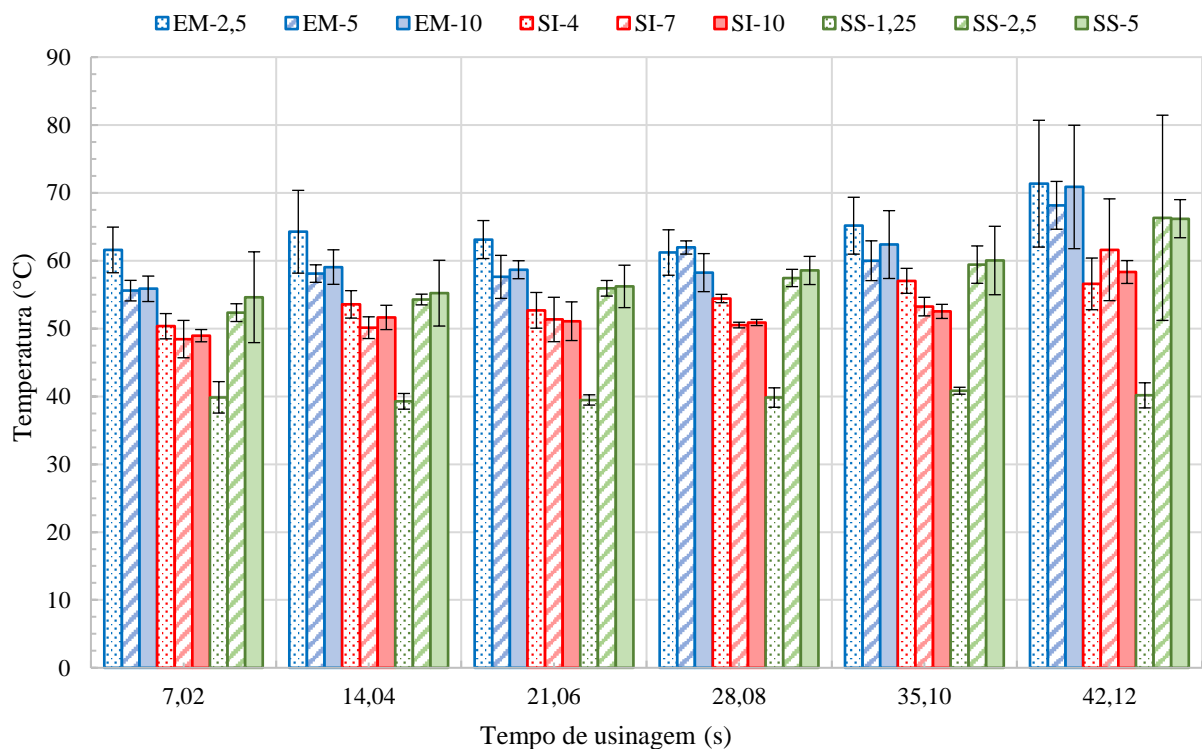
Fonte: Autoria própria.

De acordo com os resultados é possível afirmar que existe relação entre a TLF e o tempo de refrigeração segundo os experimentos de Arena (2019), com as temperaturas de usinagem obtidas entre os fluidos Semissintéticos nas três concentrações. Nestes experimentos os fluidos de maior TLF apresentaram melhor capacidade de refrigeração no processo do torneamento do SAE 52100, especialmente o SS-1,25 devido a baixa concentração do fluido em água, que pode ter elevado substancialmente a condutividade térmica desta condição.

4.1.4 Análise comparativa da temperatura de usinagem

Os resultados sintetizados pela Figura 4.13 mostraram em sua totalidade que os fluidos de corte Sintéticos apresentaram melhor capacidade de refrigeração no torneamento do SAE 52100, seguido pelos fluidos Semissintéticos e pelas Emulsões. A exceção é feita ao fluido SS-1,25, que alcançou a menor temperatura devido a maior presença de água na mistura em relação aos demais, que provavelmente elevou a condutividade térmica e consequentemente capacidade de refrigeração desta solução.

Figura 4.13 – Síntese dos resultados de temperatura de usinagem.



Fonte: Autoria própria.

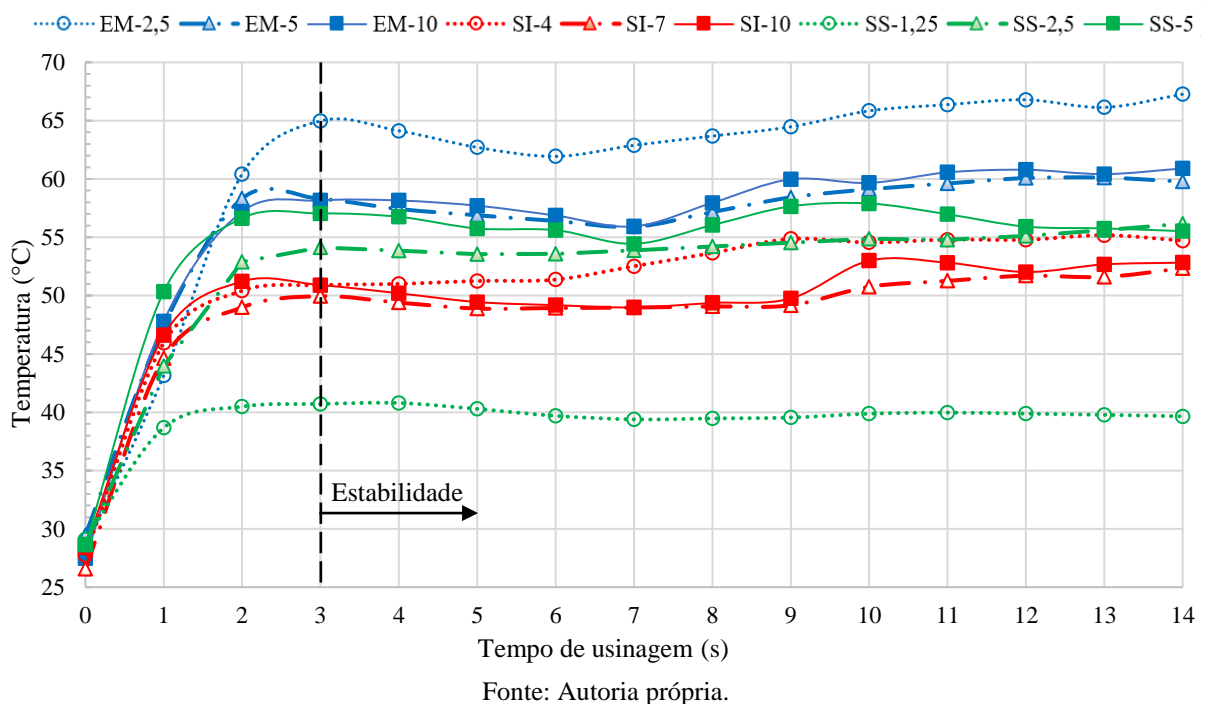
Embora houvesse a redução da velocidade de corte a cada passe de torneamento, nota-se o aumento da temperatura ao término usinagem em todos os tipos e concentrações de fluido de corte.

A elevação da temperatura deu-se em virtude da progressão do desgaste da aresta de corte (conforme será apresentado e discutido no item 4.2), produzindo maior atrito na interface cavaco -ferramenta, o que elevou a geração de calor.

A grande variação da temperatura indicada pela barra de desvio padrão, principalmente no final dos ensaios, é justificada pelo desgaste acelerado da ferramenta de corte que produziu maior geração de calor em específicos ensaios já vistos nesta seção.

Com a finalidade de encontrar uma correlação entre a temperatura de Leidenfrost dos diversos tipos de fluidos de corte e a temperatura obtida nos ensaios de usinagem com estes fluidos, assume-se que o desgaste da ferramenta não tem influência significativa na temperatura no início da usinagem. Diante disto, é interessante que se analise a temperatura durante os dois primeiros passes de torneamento conforme ilustrado na Figura 4.14, mesmo com a diferença da temperatura entre os fluidos mantida durante todo tempo de usinagem.

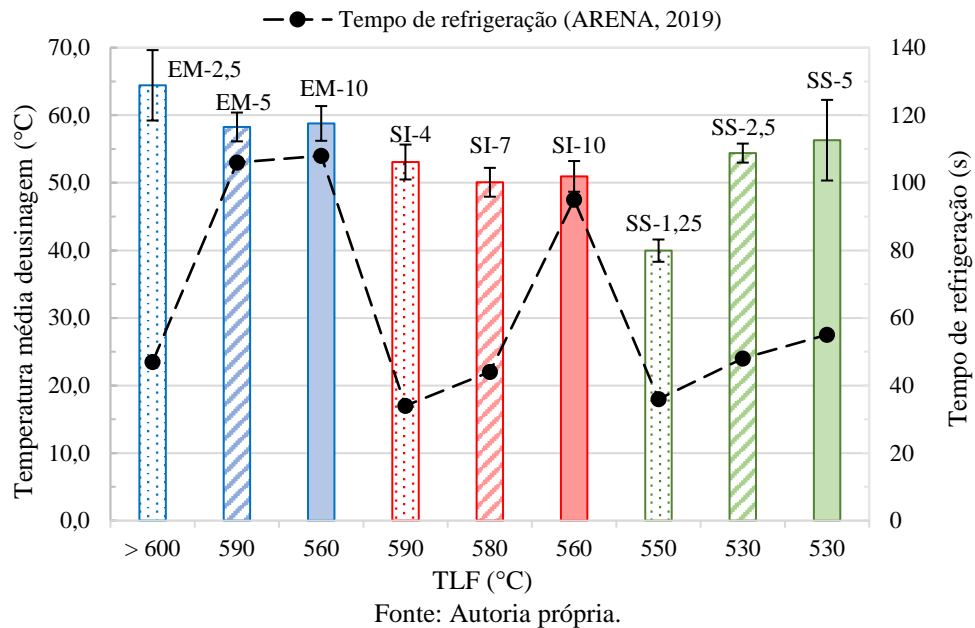
Figura 4.14 – Temperatura inicial de usinagem.



As Emulsões, em geral, resultaram nas maiores temperaturas médias no intervalo entre 3 s e 14 s, sendo que a EM-2,5 resultou na maior temperatura entre todos os fluidos. As Emulsões EM-10 e EM-5 reduziram a temperatura em relação a EM-2,5 respectivamente em 8,7% e 9,2%. Os fluidos Semissintéticos SS-5 e SS-2,5 resultaram em temperaturas intermediárias, com redução em relação a EM-2,5 respectivamente em 12,1% e 15,5%. Os fluidos Sintéticos SI-4, SI-10 e SI-7 resultaram em temperaturas menores, com redução em relação a EM-2,5 respectivamente em 17,5%, 20,8% e 22,2%. Finalmente o fluido Semissintético na menor concentração, SS-1,25, que resultou na menor temperatura média entre todos os fluidos, com redução de 37,9% em relação a EM-2,5.

Diante destes resultados é possível avaliar a relação da temperatura média de usinagem mensurada no início dos ensaios (entre 3 s e 14 s) com a TLF dos diversos fluidos de corte e seus respectivos tempos de refrigeração, obtidos por Arena (2019). A correlação é ilustrada na Figura 4.15 a seguir, onde os fluidos são agrupados de acordo com o tipo.

Figura 4.15 – Correlação entre a temperatura de usinagem, TLF e tempo de refrigeração.



Cabe ressaltar que segundo Arena (2019) a TLF para EM-2,5 é maior que 600 °C, entretanto seu valor é desconhecido, pois os valores de temperatura foram obtidos entre 100 °C e 600 °C. Arena (2019) notou em sua pesquisa que não há relação entre a TLF e a capacidade de refrigeração entre os diferentes tipos de FC, assim como fluidos de mesma ou similar TLF possuem diferentes capacidades de refrigeração.

Esta analogia foi validada pelos resultados obtidos nos experimentos de usinagem, uma vez que as Emulsões com maiores TLF apresentaram maior temperatura de usinagem. Os fluidos Sintéticos com TLF intermediárias apresentaram as menores temperaturas de usinagem e os fluidos Semissintéticos com menores TLF apresentaram temperaturas de usinagem intermediárias.

Com auxílio do teste de ANOVA, conforme o apêndice A, constata-se que o tipo de fluido de corte e as interações entre os tipos de fluido e a TLF apresentam diferenças significativas, com nível de significância menor que 0,05 (Valor-P). Observa-se nos gráficos dos efeitos dos fatores principais nos resultados de temperatura de usinagem, no apêndice B, a maior influência do tipo de fluido de corte e as maiores temperaturas de usinagem são obtidas pelas Emulsões, seguida pelos fluidos Sintéticos e Semissintéticos.

Quanto aos fluidos de tipos diferentes, mas com mesma TLF, a EM-5 resultou em temperatura de usinagem 10% maior que o SI-4 e EM-10 resultou em temperatura de usinagem 15% maior que SI-10. Assim como fluidos de tipos diferentes e com similares TLF, como o EM-10 e SI-10 que possuem TLF e temperatura de usinagem maiores que o SS-1,25.

Entretanto o teste Tukey (APÊNDICE A) aponta que estas diferenças não são estatisticamente significativas entre EM-5 e SI-4 e entre EM-10 e SI-10.

Ao analisar a influência da concentração na TLF por tipo de fluido corte, Arena (2019) observou que quanto menor a concentração do fluido, maior o ponto de Leidenfrost e consequente melhor capacidade de refrigeração do fluido de corte.

Porém, a característica de boa capacidade de refrigeração na usinagem, associada a maior TLF apenas foi evidenciada para os fluidos Semissintéticos, conforme indicado pelo gráfico das interações entre tipo de fluido e TLF (APÊNDICE B), onde pode-se observar que quanto menor a concentração do fluido, maior TLF, maior capacidade de refrigeração e menor é a temperatura de usinagem.

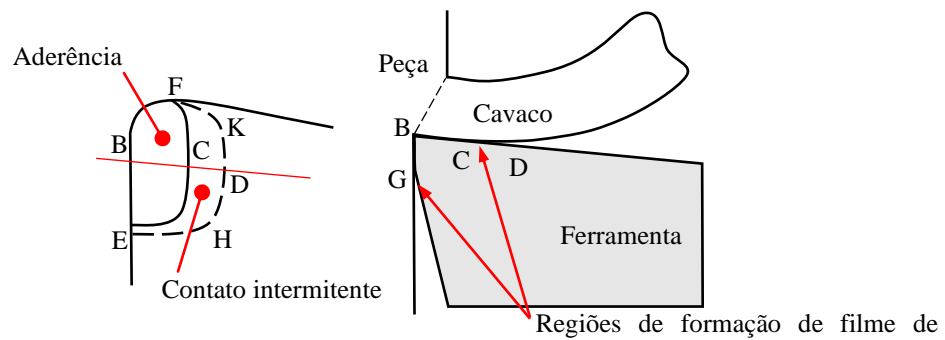
Em contrapartida, as Emulsões e fluidos Sintéticos nas menores concentrações, especificamente EM-2,5 e SI-4, não apresentaram relação entre maior TLF e melhor capacidade de refrigeração com a temperatura de usinagem. A provável causa para a ocorrência de maiores temperaturas de usinagem para estas concentrações, quando o contrário era esperado, é o maior atrito decorrente da pouca ação lubrificante das soluções, que resultou em maiores desgastes da ferramenta, conforme será discutido na próxima seção deste capítulo.

Por esta razão, nota-se que não há correlação entre a TLF com a temperatura dos experimentos usinagem empregando os diferentes tipos de fluidos de corte. A provável justificativa para este efeito é a diferença de condutividade térmica entre os fluidos de corte, como pode ser visto no trabalho Sales *et al.* (2002), no qual as Emulsões apresentaram o menor coeficiente convectivo de calor entre os fluidos de corte aquosos.

Da mesma maneira, não há uma relação exata entre a capacidade de refrigeração dos fluidos de corte determinadas por Arena (2019), com as temperaturas obtidas nos ensaios de usinagem dos respectivos fluidos, uma vez que a geração de calor se difere entre os experimentos. Nos experimentos realizados em bancada o calor foi gerado por radiação, induzido por uma resistência elétrica. Já nos experimentos de usinagem, o calor foi produzido pela deformação plástica do material na região de cisalhamento, pelo atrito do cavaco com a superfície de saída e pelo atrito da peça com a superfície de folga (FERRARESI, 1970).

Isto posto, durante a remoção do cavaco, presume-se que o filme de vapor se forme próximo as zonas de cisalhamento secundária e terciária conforme ilustrado na Figura 4.16 a seguir.

Figura 4.16 – Representação das regiões de formação do filme de vapor na interface.



Fonte: adaptado de Trent (1984).

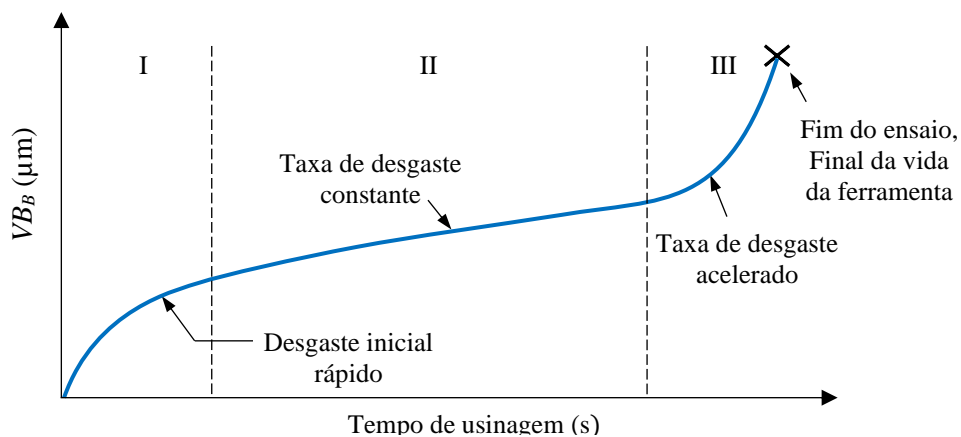
A formação do filme pode ocorrer na superfície de saída, além do limite da zona de aderência (BECF), a partir na zona de escorregamento (EHDKFC) devido ao contato intermitente entre o cavaco e a superfície da ferramenta. Na superfície de folga, o filme pode formar-se além do limite do desgaste de flanco (BG), conforme mencionado por Jäger *et al.* (2016).

4.2 Desgaste de flanco médio

O desgaste de flanco, a princípio, foi analisado de maneira independente para todos fluidos de corte de acordo com o tipo e concentração, portanto, os mecanismos de desgaste predominantes no processo foram analisados e os resultados apresentados em gráficos de VB_B em função do tempo, com marcadores que representam o término de cada passe de torneamento.

Em praticamente todos os ensaios pode-se notar a evolução do desgaste em três estágios distintos, ilustrados pela Figura 4.17.

Figura 4.17 – Comportamento típico do desgaste com o tempo.



Fonte: adaptado de Machado *et al.* (2009).

O comportamento do desgaste de flanco em grande parte dos ensaios desta pesquisa ocorreu conforme descrito por Machado *et al.* (2009). O estágio I ocorreu nos primeiros instantes de usinagem (equivalente aos dois primeiros passes de torneamento), a ferramenta sofreu um desgaste rápido, decorrente a adequação ao sistema tribológico envolvido, passando a apresentar uma taxa de desgaste cada vez menor com o tempo até alcançar o estágio II (equivale entre o início do 3º e 5º passe), a ferramenta adequou-se ao processo e os mecanismos de desgaste atuam em taxa constante até atingir o estágio III (ocorreu durante o 6º passe), que resultou em uma taxa acentuada de desgaste em um pequeno intervalo de tempo.

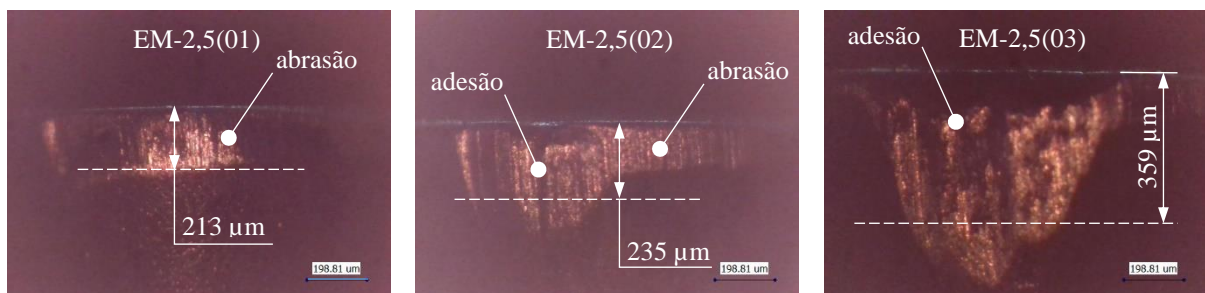
Após a análise individual do comportamento do desgaste, os resultados para os diversos tipos de fluidos de corte foram comparados, bem como a correlação com a respectiva TLF.

4.2.1 Emulsões

O desgaste de flanco referente aos três ensaios realizados aplicando Emulsão na concentração de 2,5% em água é ilustrado pelas imagens da Figura 4.18, que representa a condição das ferramentas de corte após o final do seu respectivo ensaio.

Os valores do VB_B obtidos nos ensaios EM-2,5(01), EM-2,5(02) e EM-2,5(03) foram respectivamente 213 μm , 235 μm e 259 μm . Nota-se a atuação do desgaste abrasivo no ensaio EM-2,5(01) enquanto a atuação do desgaste por adesão foi predominante nos ensaios EM-2,5(02) e EM-2,5(03).

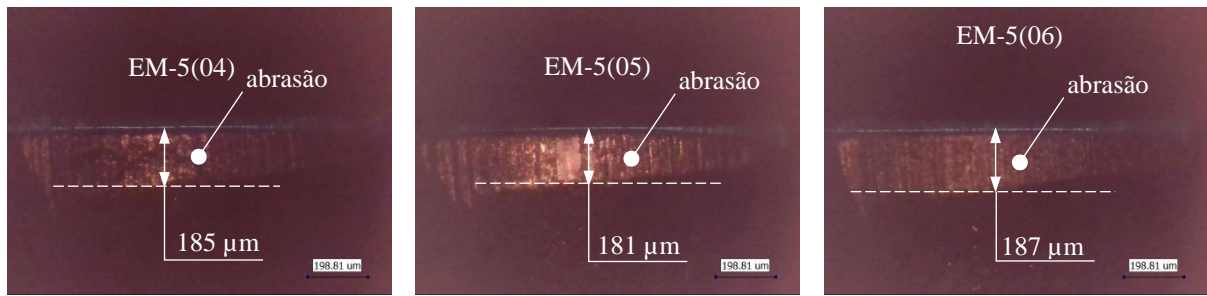
Figura 4.18 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 2,5%).



Fonte: Autoria própria.

Com o aumento da concentração do fluido no ensaio com Emulsão a 5%, foi identificado a predominância da atuação em menor proporção do desgaste abrasivo, em todos os ensaios desta concentração, como pode ser visto na Figura 4.19. Os valores do VB_B obtidos nos ensaios EM-5(04), EM-5(05) e EM-5(06) foram respectivamente 185 μm , 181 μm e 187 μm , que mostraram uma significativa redução do desgaste com o aumento da concentração do fluido.

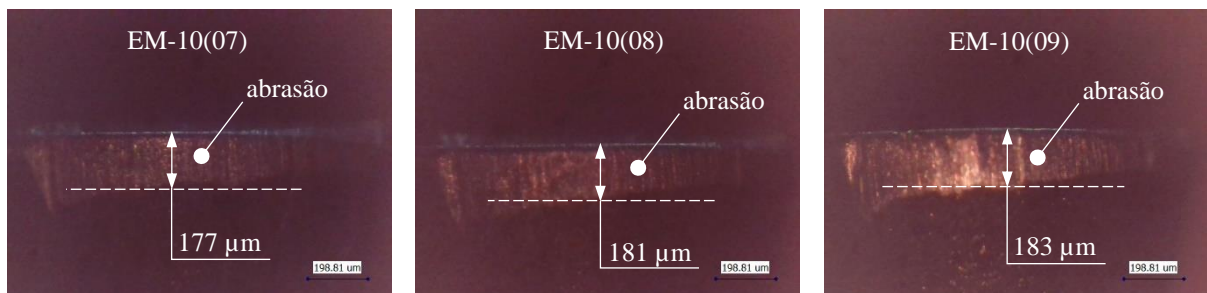
Figura 4.19 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 5%).



Fonte: Autoria própria.

A atuação do desgaste abrasivo também foi predominante em todos os ensaios realizados com Emulsão a 10%, conforme Figura 4.20. Os valores do VB_B obtidos nos ensaios EM-10(07), EM-10(08) e EM-10(09) foram respectivamente 177 μm , 181 μm e 183 μm . Entretanto, a redução do desgaste não foi significativa com o aumento da concentração no fluido de corte, de 5% para 10%, indicando que é a concentração de 5% possa ser o limite de efetividade desse fluido de corte.

Figura 4.20 – Desgaste de flanco médio (Emulsão, 10%).

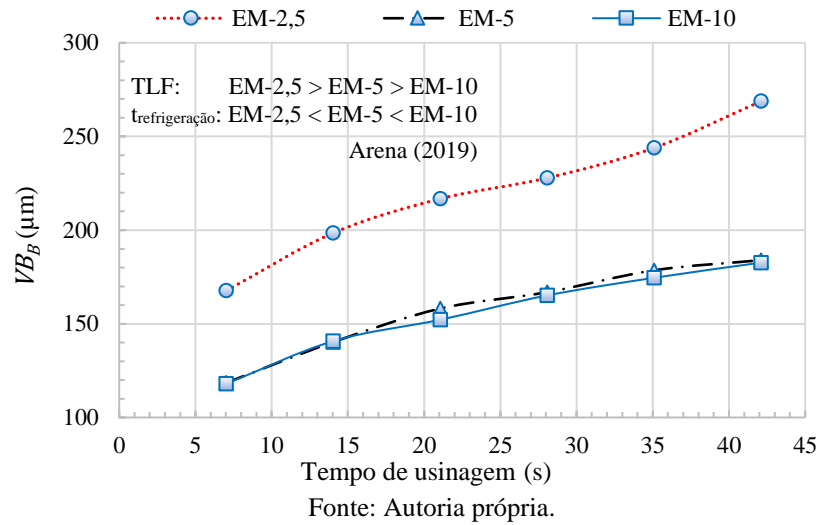


Fonte: Autoria própria.

A seguir, a progressão do desgaste da ferramenta durante o ensaio utilizando os fluidos de corte EM-2,5, EM-5 e EM-10 é representada pelo gráfico da Figura 4.21, que mostra a sobreposição das curvas da média do VB_B , acompanhadas da classificação dos fluidos pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

Os resultados mostraram que a EM-2,5 apresentou maior VB_B perante a EM-5 e EM-10, embora conte com maior capacidade de refrigeração e maior TLF entre as Emulsões, segundo os experimentos de Arena (2019). Já a EM-5, que possui maior capacidade de refrigeração e TLF em relação a EM-10, apresentou VB_B ligeiramente maior.

Figura 4.21 – Progressão do desgaste de flanco médio (EM-2,5, EM-5 e EM-10).

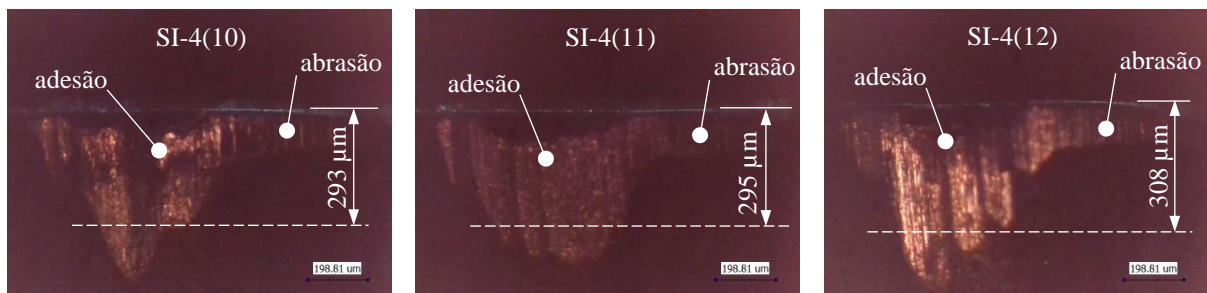


Assim sendo, pode-se constatar que as Emulsões de menor temperatura de Leidenfrost possuem maior concentração em água e conseqüentemente proporcionam menor desgaste da ferramenta de corte no processo do torneamento do SAE 52100.

4.2.2 Fluidos Sintéticos

O desgaste de flanco referente aos três ensaios realizados aplicando FC Sintético na concentração de 4% em água é ilustrado pelas imagens da Figura 4.22 que representa a condição das ferramentas de corte após o final do seu respectivo ensaio. Os valores do VB_B obtidos nos ensaios SI-4(10), SI-4(11) e SI-4(12) foram respectivamente 293 μm, 295 μm e 308 μm. Nota-se a grande atuação do desgaste por adesão nestes ensaios, no qual o resultado médio do VB_B para este FC praticamente alcançou o limite de vida da ferramenta de corte.

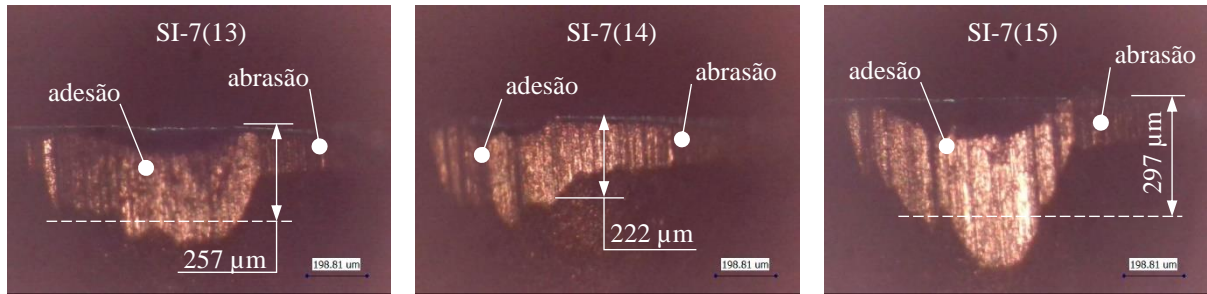
Figura 4.22 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 4%).



Fonte: Autoria própria.

Mesmo com o aumento da concentração do fluido de corte no ensaio com FC Sintético a 7% em água, ainda foi identificada a predominância da atuação do desgaste por adesão em todos os ensaios desta concentração, entretanto, houve uma redução de 14% VB_B em relação a concentração de 4%. Os valores do VB_B obtidos nos ensaios SI-7(13), SI-7(14) e SI-7(15) foram respectivamente 257 μm , 222 μm e 297 μm , como pode ser visto na Figura 4.23.

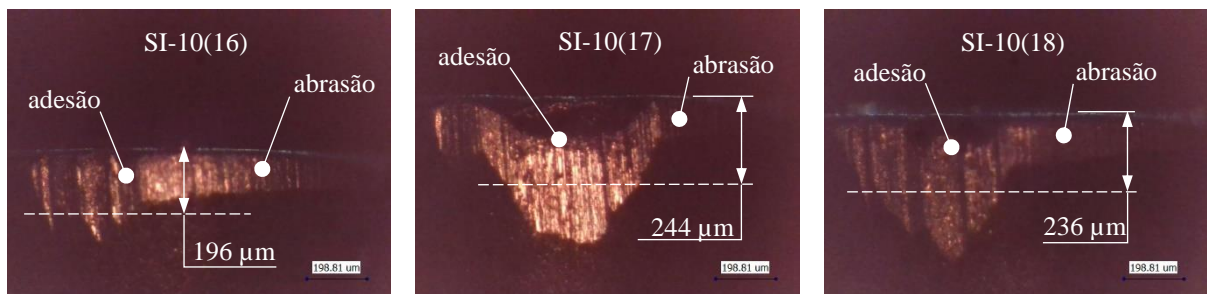
Figura 4.23 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 7%).



Fonte: Autoria própria.

Com o aumento da concentração em 10%, houve redução de 12% do VB_B em relação aos ensaios com concentração de 7%, justamente pela atuação do maior desgaste abrasivo presente no ensaio SI-10(16), enquanto a atuação do desgaste por adesão foi predominante nos ensaios SI-10(17) e SI-10(18). Os valores do VB_B obtidos nos ensaios SI-10(16), SI-10(17) e SI-10(18) foram respectivamente 196 μm , 225 μm e 236 μm , conforme a Figura 4.24.

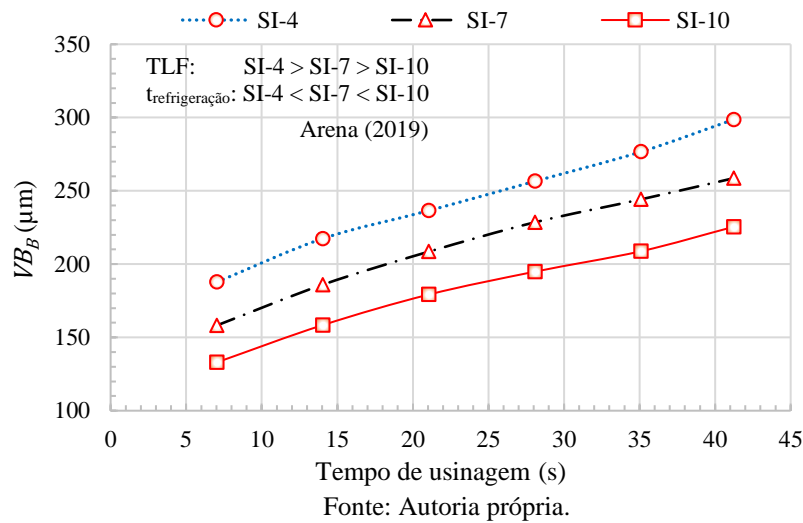
Figura 4.24 – Desgaste de flanco médio (Sintético, 10%).



Fonte: Autoria própria.

A seguir, a progressão do desgaste da ferramenta durante o ensaio utilizando os fluidos de corte SI-4, SI-7 e SI-10 é representada pelo gráfico da Figura 4.25, que mostra a sobreposição das curvas da média do VB_B , acompanhadas da classificação dos fluidos pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

Figura 4.25 – Progressão do desgaste de flanco médio (SI-4, SI-7 e SI-10).

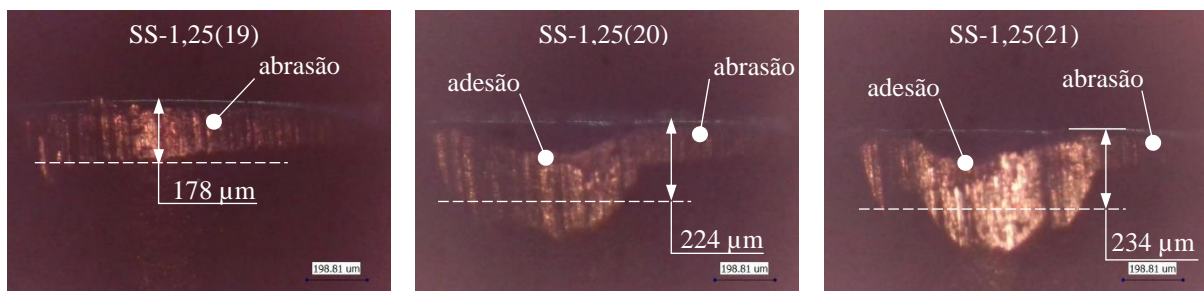


Os resultados mostraram claramente que a TLF é proporcional ao V_{B_B} . Pôde-se notar que os fluidos Sintéticos de menor TLF possuem maior concentração em água, e conseqüentemente, proporcionam menor desgaste da ferramenta de corte no processo do torneamento do SAE 52100. Assim sendo, é possível afirmar que a maior TLF para fluidos Sintéticos não garante maior redução do V_{B_B} .

4.2.3 Fluidos Semissintéticos

O V_{B_B} referente aos três ensaios realizados aplicando FC Semissintético na concentração de 1,25% em água é ilustrado pelas imagens da Figura 4.26. Os valores obtidos nos ensaios SS-1,25(19), SS-1,25(20), e SS-1,25(21), foram respectivamente 178 μm , 224 μm e 234 μm . Nota-se a atuação do desgaste abrasivo no ensaio SS-1,25(19), enquanto a atuação do desgaste por adesão foi predominante nos ensaios SS-1,25(20) e SS-1,25(21).

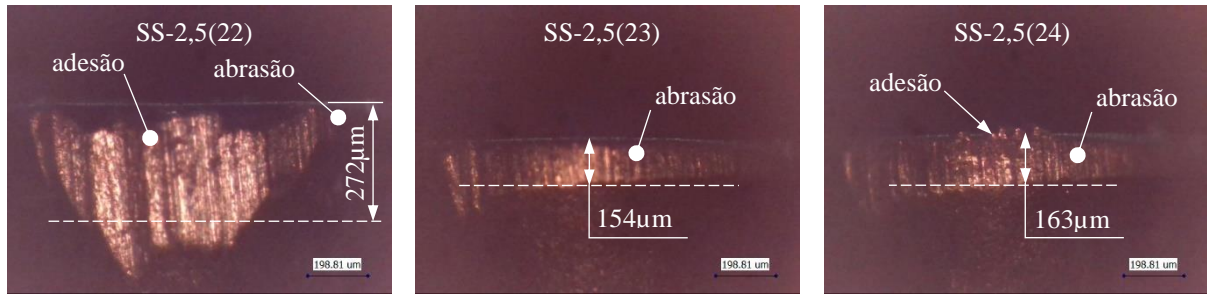
Figura 4.26 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 1,25%).



Fonte: Autoria própria.

Com o aumento da concentração em 2,5%, houve redução de 7% do VB_B em relação aos ensaios com concentração de 1,25%, justamente pela atuação do desgaste abrasivo presente nos ensaios SS-2,5(23) e SS-2,5(24), enquanto a atuação do desgaste por adesão foi predominante no ensaio SS-2,5(22). Os valores do VB_B obtidos nos ensaios SS-2,5(22), SS-2,5(24) e SS-2,5(24) foram respectivamente 272 μm , 154 μm e 163 μm , conforme a Figura 4.27.

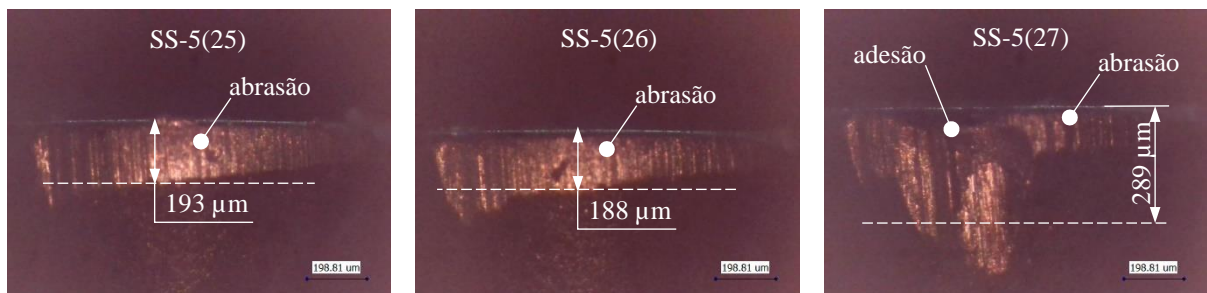
Figura 4.27 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 2,5%).



Fonte: Autoria própria.

De maneira oposta ao comportamento dos demais ensaios, o aumento da concentração em água para 5% no FC Semissintético resultou no aumento do VB_B em 14% em relação a concentração de 2,5%. A Figura 4.28 a seguir mostra que desgaste abrasivo foi predominante nos ensaios SS-5(25) e SS-5(26) com valor de VB_B de 193 μm e 188 μm , enquanto o ensaio SS-5(27) sofreu maior desgaste por adesão com valor de VB_B de 289 μm .

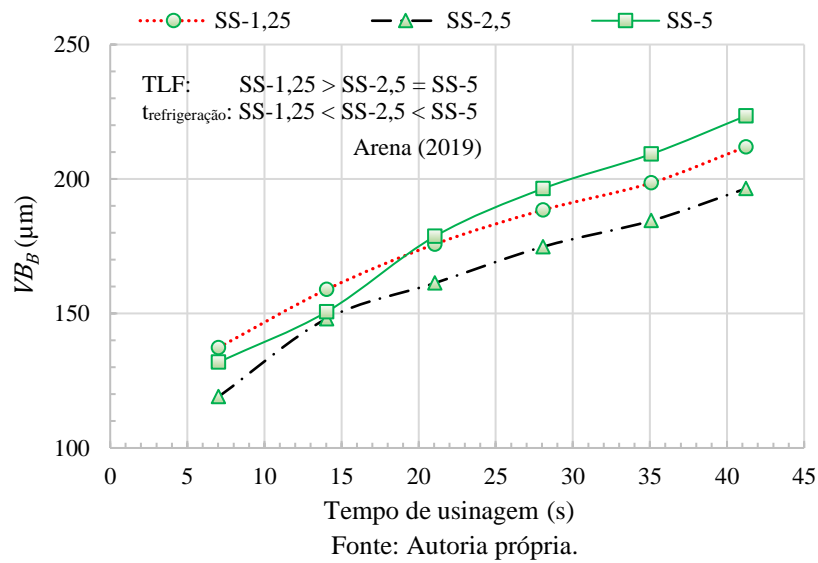
Figura 4.28 – Desgaste de flanco médio (Semissintético, 5%).



Fonte: Autoria própria.

A seguir, a progressão do desgaste da ferramenta durante o ensaio utilizando os fluidos de corte SS-1,25, SS-2,5 e SS-5 é representada pelo gráfico da Figura 4.29, que mostra a sobreposição das curvas da média do VB_B , acompanhadas da classificação dos fluidos pela temperatura de Leidenfrost e o tempo de refrigeração destes fluidos segundo Arena (2019).

Figura 4.29 – Progressão do desgaste de flanco médio (SS-1,25, SS-2,5 e SS-5).



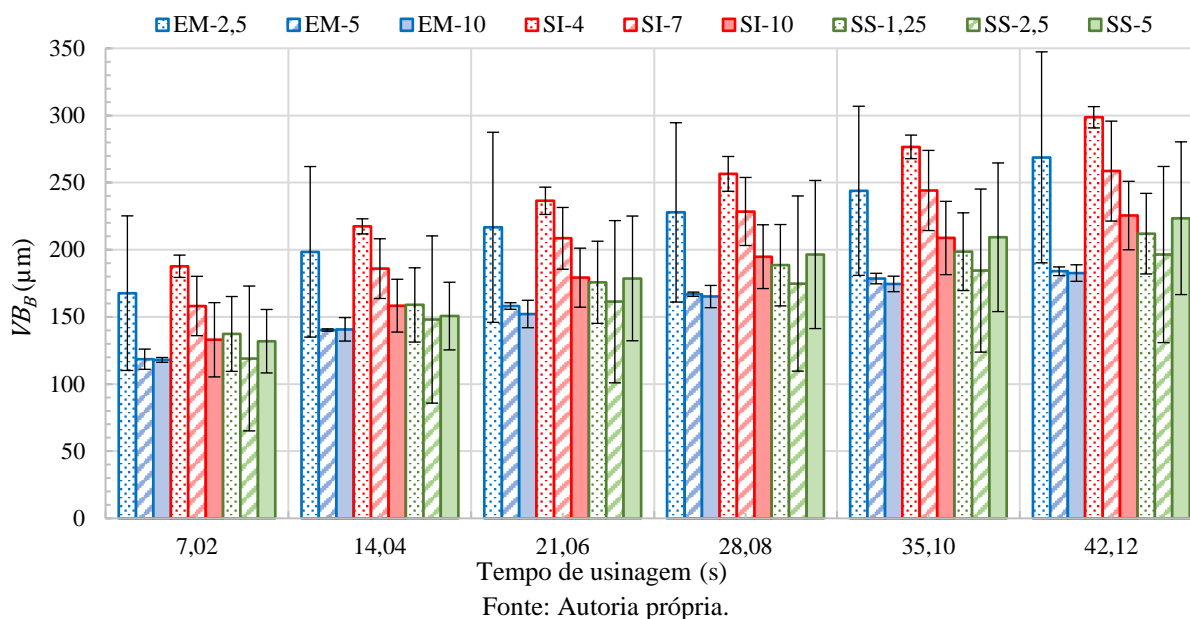
Considerando as concentrações 1,25%, 2,5% e 5% respectivamente como baixa, média e alta concentração, os resultados quando utilizado FC Semissintético indicaram que a temperatura de Leidenfrost e a capacidade de refrigeração, segundo Arena (2019), são proporcionais ao VB_B para concentrações baixa e média. Enquanto que a maior concentração, que possui a menor TLF, apresentou maior desgaste maior desgaste da ferramenta de corte no processo do torneamento do SAE 52100.

4.2.4 Análise comparativa do VB_B da ferramenta de corte

Os resultados sintetizados pela Figura 4.30, mostraram em praticamente sua totalidade que as Emulsões apresentaram menor VB_B no torneamento do SAE 52100, seguido pelos fluidos Semissintéticos e fluidos Sintéticos. Ambas as Emulsões EM-5 e EM-10 resultaram no menor VB_B , resultaram na redução de 38,8% em relação fluido Sintético SI-4 que resultou no maior VB_B .

Ao analisar individualmente os fluidos pela classificação, percebe-se a importante influência da concentração do FC implicada no desgaste da ferramenta, que apresentou menor VB_B com o aumento da proporção do fluido em água, com exceção ao SS-5 que apresentou maior desgaste. Na maior parte dos casos o aumento da concentração maximizou a propriedade lubrificante dos fluidos, que propicia a formação de uma película lubrificante na interface que reduz o atrito e minimiza o desgaste da ferramenta.

Figura 4.30 – Síntese dos resultados de desgaste de flanco médio.



Os resultados das Emulsões indicaram a redução do VB_B em 31,5% final do ensaio ao aumentar a concentração para 5%. No entanto, percebeu-se na EM-10 o aumento da concentração promoveu uma redução insignificante do desgaste da ferramenta, visto o resultado do VB_B para concentração de 10% foi 182,65 μm (desvio padrão de 6,2 μm) e para concentração de 5% foi 183,985 μm (desvio padrão de 3,2 μm).

A redução do VB_B com o aumento da concentração nos fluidos Sintéticos foi evidenciada pela redução no desgaste em 13,4% ao aumentar a concentração para 7% e desgaste reduzido em 12,8% ao aumentar a concentração para 10%.

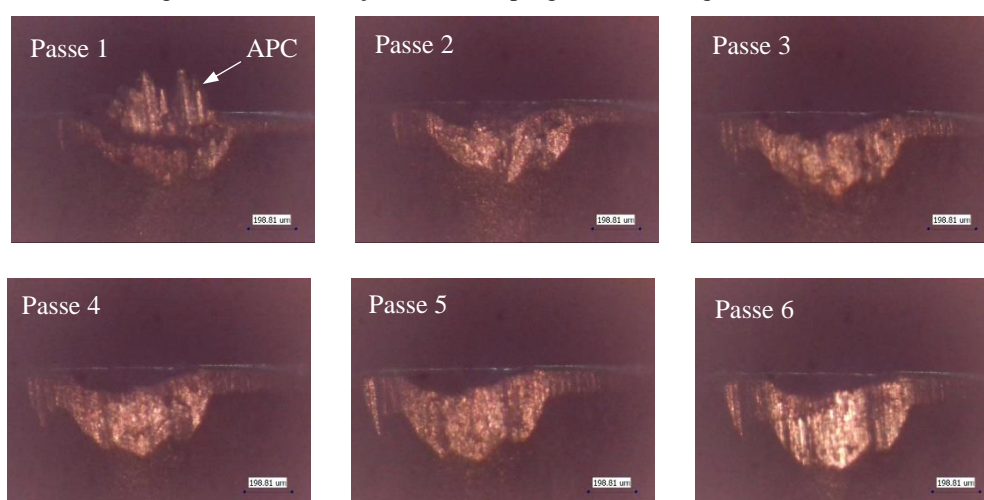
Nestas condições de usinagem foi notado o diferente comportamento do desgaste da ferramenta com a alteração da concentração dos fluidos Semissintéticos, com redução 7% do VB_B ao aumentar a concentração para 2,5% e aumento de 13,5% do VB_B ao aumentar a concentração para 5%

No que se refere as propriedades tribológicas entre os três tipos de FC, segundo Sales *et al.* (2001), Viera *et al.* (2001) e Foulds (2012 *apud* DEBNATH *et al.*, 2014); as Emulsões apresentam a maior lubrificidade dentre os demais tipos de FC devido a mistura com óleo mineral e aditivos antidesgaste e de extrema pressão (EP). Os fluidos Semissintéticos possuem lubrificidade intermediária por conter de óleo mineral em sua composição, além de aditivos antidesgaste e EP. Já os fluidos Sintéticos são isentos de óleo mineral em sua composição e desta forma apresentam a menor capacidade de lubrificação. Por esta razão as Emulsões proporcionaram menor VB_B , seguido pelos fluidos Semissintéticos proporcionaram resultados intermediários e dos fluidos Sintéticos os maiores VB_B .

O grande desvio notado nos valores dos resultados para Emulsão em baixa concentração (EM-2,5) e em todas as concentrações dos fluidos Sintéticos e Semissintéticos, deve-se pela ocorrência do desgaste por adesão em ao menos 1/3 dos ensaios dos fluidos em suas referentes concentrações.

O desgaste por adesão foi responsável pela formação de aresta postiça de corte no início da usinagem, como pode ser observado na Figura 4.31 que representa a progressão do desgaste de flanco ao aplicar o fluido SS-1,25(21), progressão do desgaste característica para EM-2,5 e fluidos Sintéticos e Semissintéticos.

Figura 4.31 – Formação da APC e progressão do desgaste de flanco.



Fonte: Autoria própria.

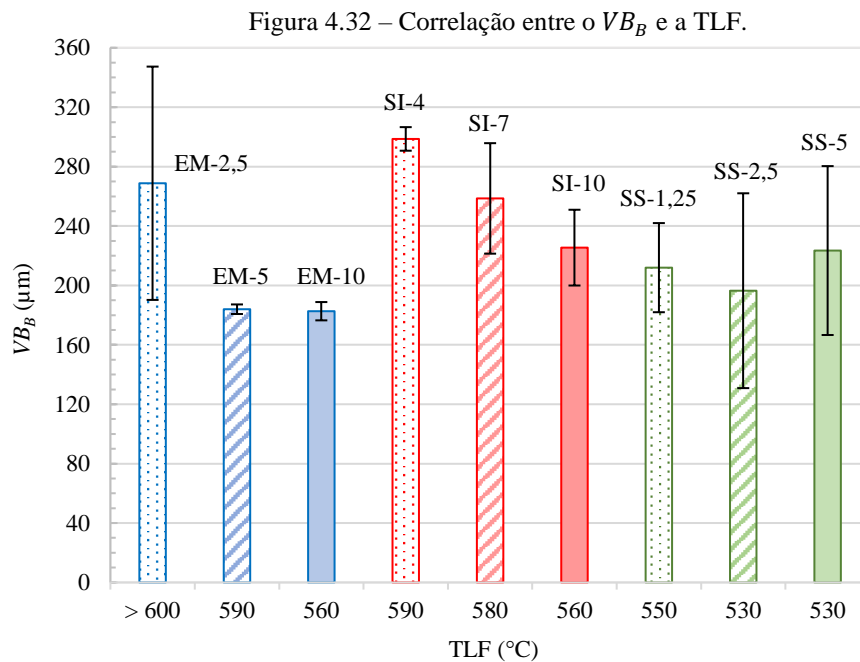
No primeiro passe observa-se a APC formada pela adesão do material do corpo de prova recalcado sobre a aresta de corte. A instabilidade da geometria da APC de corte provocou a sua ruptura como pode ser visto no segundo passe, ocasionando o desprendimento cíclico de partículas da aresta de corte, causando uma elevada taxa de desgaste da ferramenta.

A formação da APC é consequência da alta afinidade química entre o material da ferramenta e o material usinado, devido as altas temperatura e tensões na interface (LIAO e SHIUE, 1996), entretanto boas propriedades lubrificantes são importantes para reduzir o atrito na interface e evitar a formação da APC (SALES *et al.*, 2001). Segundo Baradie (1996) a formação da APC é minimizada pela ação de aditivos de elevada pressão (EP) presente nos fluidos de corte, que formam uma película com propriedade anti-solda altamente cisalhável. Isto explica a menor formação da APC nos ensaios com Emulsões e fluidos Semissintéticos com maiores concentrações, enquanto que o desgaste por adesão foi predominante em todos os ensaios com fluidos Sintéticos.

Embora que as Emulsões tenham apresentado o menor desgaste, é interessante avaliar o baixo desgaste dos fluidos Semissintéticos desconsiderando a influência da APC, analisando os limites inferiores de desvio padrão da Figura 4.30 com ênfase na concentração de 2,5% (SS-2,5), que apresentou o menor VB_B perante todos os fluidos do experimento, na ordem de $150\mu\text{m}$, mostrando-se uma boa opção na seleção de um fluido de corte.

O teste de ANOVA para os resultados do VB_B final indica que o tipo de fluido e a TLF são estatisticamente significantes, com nível de significância (Valor-P) menor que 0,05, enquanto a interação entre estes fatores é insignificante. O teste Tukey não indicou diferença em nenhuma condição, devidamente aos grandes valores de desvio-padrão.

Entretanto, ao analisar os valores das médias de VB_B para os fluidos de corte agrupados por tipo, nota-se que a menor TLF resultou em menor VB_B , conforme ilustrado na Figura 4.32.



Fonte: Autoria própria.

Apesar das Emulsões contarem com maior TLF e apresentarem menor desgaste da ferramenta, a TLF não pode ser usada como parâmetro influente no desgaste ao comparar diferentes classificações de fluido. Visto que os fluidos Semissintéticos apresentaram menor VB_B que os fluidos Sintéticos, mesmo estes dispostos de TLF menor nas suas diferentes concentrações. Assim como os fluidos de mesma TLF, que apresentaram diferentes valores de VB_B (EM-10 e SI-10 com diferença de 25%, EM-5 e SI-4 com diferença de 62% no resultado).

Como discutido anteriormente nesta seção ao analisar individualmente os tipos de fluidos, com exceção ao SS-5, conforme é ilustrado pelo gráfico das interações entre os fatores do apêndice B, a temperatura de Leidenfrost é proporcional ao VB_B , sugerindo que quanto menor temperatura de Leidenfrost para uma determinada classe de fluido, menor ocorrência do desgaste da ferramenta de corte no processo do torneamento do SAE 52100.

Ressalta-se a necessidade de realizar um estudo para conhecer a condutividade térmica destes fluidos para compreender as discrepâncias dos resultados ao relacionar a TLF com temperatura de usinagem e VB_B .

Por fim, os resultados do VB_B obtidos na aplicação dos diversos tipos de fluidos de corte mostram que as boas propriedades lubrificantes têm influência positiva na redução do desgaste e por outro lado, fluidos com boas propriedades térmicas nem sempre promovem um menor desgaste da ferramenta de corte.

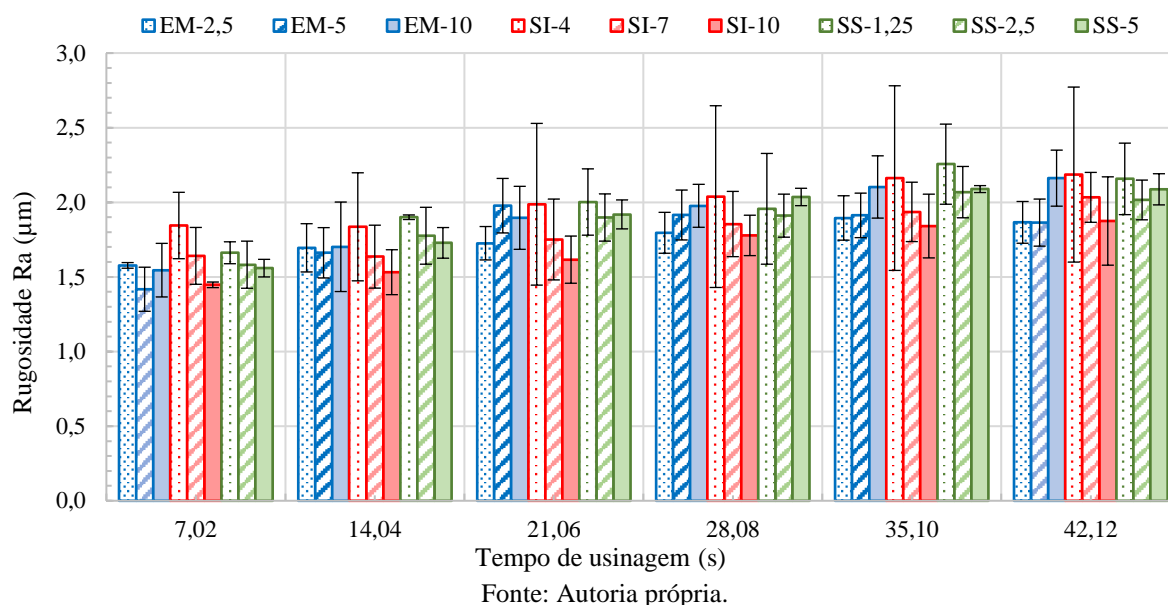
4.3 Rugosidade

O acabamento superficial é diretamente influenciado pelos parâmetros de usinagem Vc , ap e especialmente f , pela geometria da aresta de corte com grande contribuição do r_ϵ e pelo desgaste da ferramenta. Outros fatores também têm influência na rugosidade como a estabilidade de todo o sistema de usinagem (SHAW; COOKSON, 2005), propriedades do material usinado, temperatura na zona de corte e o uso de fluido de corte (KHORASANI *et al.*, 2012).

Cetin *et al.* (2011), ao estudar os efeitos dos parâmetros e fluidos de corte no torneamento do AISI 304L, perceberam a baixa contribuição dos fluidos de corte na rugosidade quando comparado com a contribuição dos parâmetros Vc , ap e especialmente f . No entanto, os resultados da presente pesquisa mostraram que o uso de diferentes tipos de fluidos de corte apresentou influência significativa na rugosidade, pois apresentaram uma variação inicial entre o menor e maior valor de rugosidade de 0,427 μm (30%) e variação final de 0,322 μm (17%).

A Figura 4.33 a seguir ilustra os resultados da rugosidade média Ra em função do tempo usinagem, cujo valores foram obtidos ao final de cada passe de torneamento e os comparados entre os tipos de fluidos de corte.

Figura 4.33 – Resultados de rugosidade média Ra.



A ação lubri-refrigerante das Emulsões resultou em menores valores rugosidade, enquanto os fluidos Sintéticos e Semissintéticos apresentaram similares quando são comparadas concentrações por proporções mínimas, médias e máximas. Este comportamento pode ser observado em praticamente todo o tempo de usinagem, com a devida ênfase no início da usinagem, quando se assume que o desgaste da aresta de corte tem pouca influência na rugosidade.

No início da usinagem a variação da rugosidade foi 30%, considerando a rugosidade medida em estágio inicial de desgaste no primeiro passe de torneamento. Os fluidos EM-5 e SI-10 proporcionaram a menor rugosidade respectivamente nos valores 1,417 μm e 1,447 μm , enquanto o SI-4 resultou na maior rugosidade, 1,844 μm .

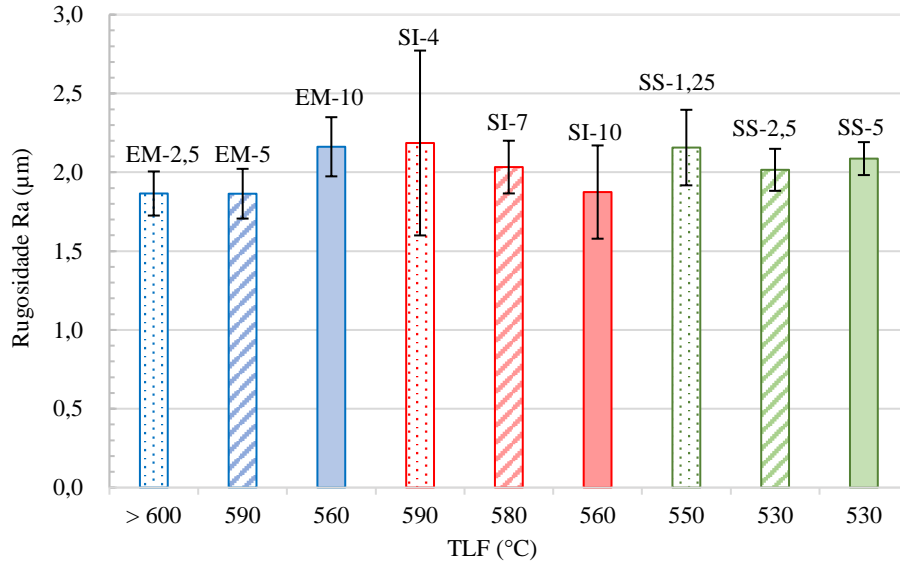
A menor rugosidade medida ao final dos ensaios foi obtida com o emprego dos fluidos EM-2,5, EM-5 e SI-10, resultado com irrelevante variação da rugosidade nos valores respectivos 1,866 μm , 1,864 μm e 1,875 μm .

Em contrapartida os fluidos EM-10, SI-4 e SS-1,25 proporcionaram a maior rugosidade ao final dos ensaios, nos respectivos valores 2,162 μm , 2,186 μm e 2,157 μm . E estes resultados mostraram aumento médio da rugosidade na ordem de 17%.

Nota-se o grande desvio apresentado nos ensaios, notadamente no caso dos fluidos de baixa concentração como SI-4 e SS-1,25, que se deve a formação de APC e o grande desgaste da aresta de corte. Segundo Shaw e Cookson (2005), a formação cíclica da APC provoca a variação de ap e a progressão do VB_B aumentam a área de contato entre ferramenta e superfície usinada, o que contribuiu para o aumento da rugosidade.

Logo, os resultados da rugosidade dos diferentes tipos de fluidos de corte, obtidos no final dos ensaios, foram analisados com a TLF conforme mostra Figura 4.34.

Figura 4.34 – Correlação da rugosidade com a TLF.



Fonte: Autoria própria.

Os resultados em quase sua totalidade mostraram a existência da relação entre a rugosidade e o VB_B , como pode ser visto ao comparar os gráficos das interações entre os fatores, para os resultados de VB_B e Ra (apêndice B). A exceção se faz as Emulsões que revelaram ausência de relação entre rugosidade e o VB_B , uma vez que a EM-2,5 apresentou grande desgaste em relação as outras emulsões, enquanto para a EM-10, houve aumento da rugosidade com a redução VB_B .

A análise dos resultados mostrou que ao tipo de fluido e concentração tem influência na rugosidade, visto a diferença de 30 e 17% nos valores de rugosidade respectivamente no início no final dos ensaios. Entretanto o comportamento é diferente entre os tipos de fluido; nas Emulsões houve aumento da rugosidade com o aumento da concentração, enquanto nos fluidos Sintéticos houve redução da rugosidade com aumento da concentração.

A mesma analogia foi feita referente a temperatura de Leidenfrost dos fluidos de corte onde foi constatado que os resultados de rugosidade foram proporcionais a TLF apenas para fluidos Sintéticos, o que leva a acreditar que tais fatores térmicos são irrelevantes para rugosidade.

O teste de ANOVA confirma a irrelevância da TLF nos resultados da rugosidade, pois a análise indicou que o tipo de fluido, a TLF e a interação entre os mesmos são estatisticamente insignificantes, com nível de significância (Valor-P) maior que 0,05. Assim como esperado, o teste Tukey não indicou diferença significativa em nenhuma das condições.

Portanto, com embasamento nos resultados obtidos ao alterar apenas o tipo e a concentração dos fluidos de corte durante os experimentos, que evidenciaram a relação entre a rugosidade e o VB_B , pode-se afirmar que o desgaste da aresta de corte foi o fator de maior contribuição para o aumento da rugosidade, devido modificação da área de contato entre a aresta de corte e a superfície usinada.

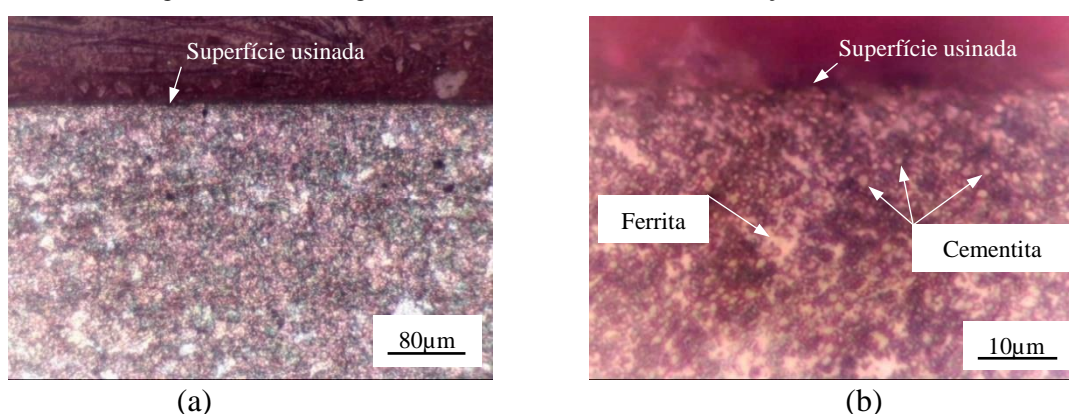
4.4 Análise microestrutural

O efeito da lubri-refrigeração dos diferentes fluidos de corte na microestrutura do material usinado foi analisado pela microscopia da seção transversal das amostras embutidas, polidas e atacadas quimicamente. A análise foi realizada em micrografias com ampliação de 100x, para averiguar eventuais modificações na camada subsuperficial das amostras e ampliação de 800x, que possibilitou examinar as fases do material.

Com o intuito de averiguar possíveis alterações microestruturais sob diferentes condições de lubri-refrigeração, as micrografias foram comparadas com uma amostra do mesmo material, torneado com lubri-refrigeração abundante (emulsão em concentração de 5%). No entanto, para evitar alterações microestruturais, esta amostra foi submetida a condições de usinagem não severas, com os parâmetros de corte ap 0,2 mm, f 0,095 mm/rev e Vc 68 m/min.

A Figura 4.35(a) a seguir evidencia a ausência de qualquer alteração de origem térmica na superfície e na microestrutura da subsuperfície da amostra torneada em condições não severas de usinagem.

Figura 4.35 – Micrografia do SAE 5200 usinado sob condições não severas.



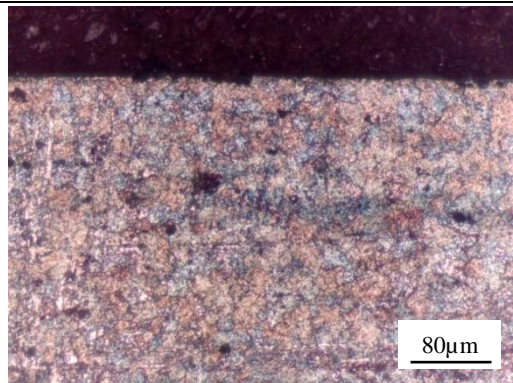
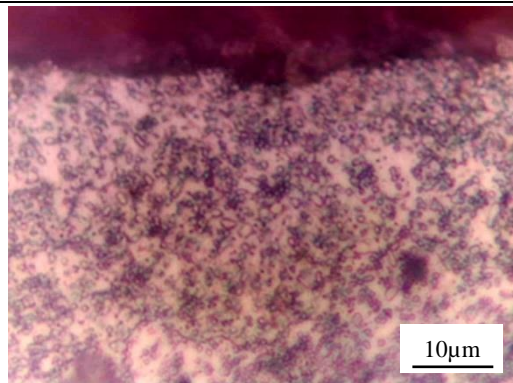
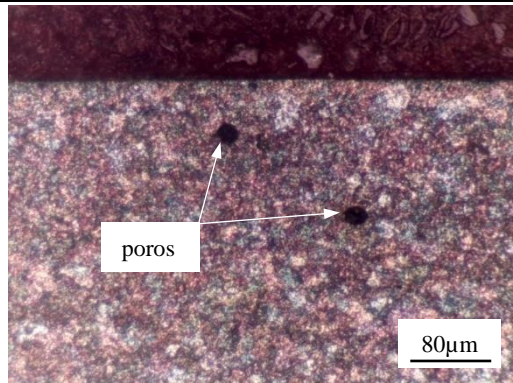
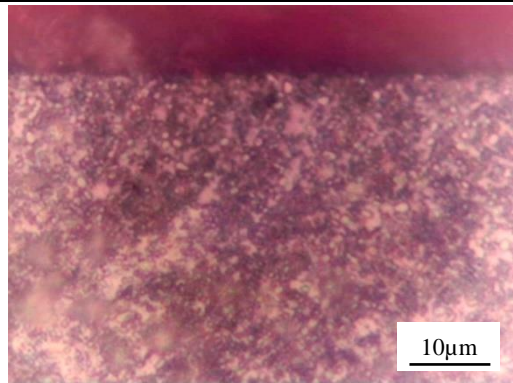
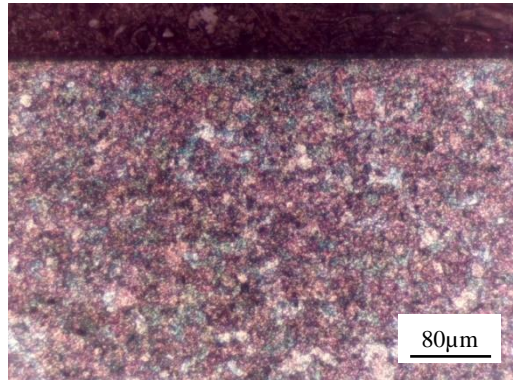
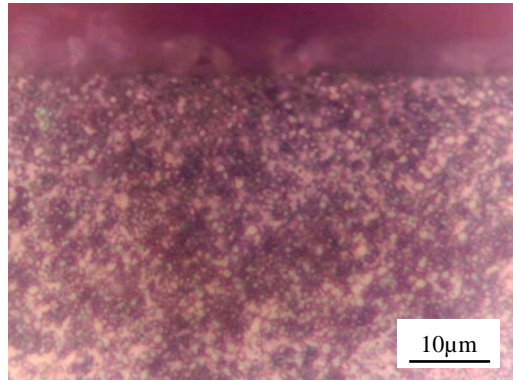
Fonte: Autoria própria.

Foi possível observar na micrografia ilustrada pela Figura 4.35(b) que o material apresentou uma matriz ferrítica em tonalidade clara, com a presença de partículas de cementita esferoidizada com diâmetro médio de 0,77 µm.

4.4.1 Emulsões

O resultado das microestruturas do SAE 52100 submetido ao torneamento lubri-refrigerado por Emulsão nas concentrações 2,5%, 5% e 10% é sumarizada pelo Quadro 4.1 a seguir.

Quadro 4.1 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com Emulsões.

Fluido	Ampliação 100x	Ampliação 800x
EM-2,5	 Micrografia de 100x para EM-2,5. Mostra uma estrutura metálica com partículas de cementita esferoidizada. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para EM-2,5. Mostra partículas de cementita esferoidizada em maior detalhe. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.
EM-5	 Micrografia de 100x para EM-5. Mostra uma estrutura metálica com partículas de cementita esferoidizada. Duas setas apontam para pontos escuros rotulados como 'poros'. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para EM-5. Mostra partículas de cementita esferoidizada em maior detalhe. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.
EM-10	 Micrografia de 100x para EM-10. Mostra uma estrutura metálica com partículas de cementita esferoidizada. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para EM-10. Mostra partículas de cementita esferoidizada em maior detalhe. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.

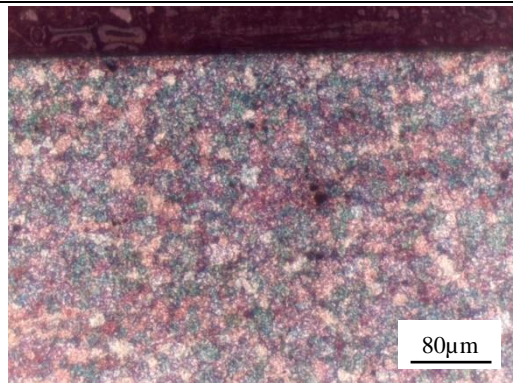
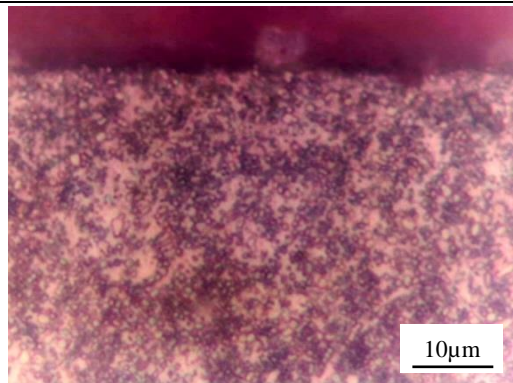
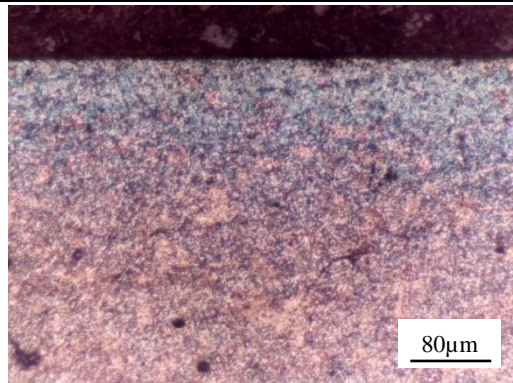
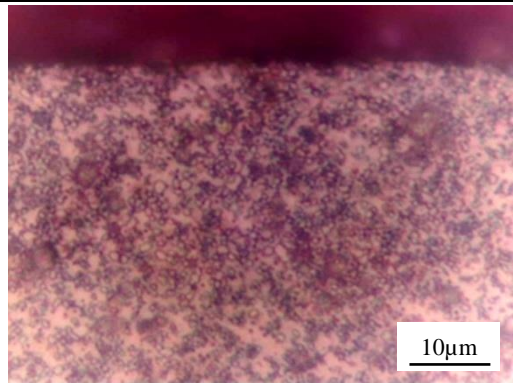
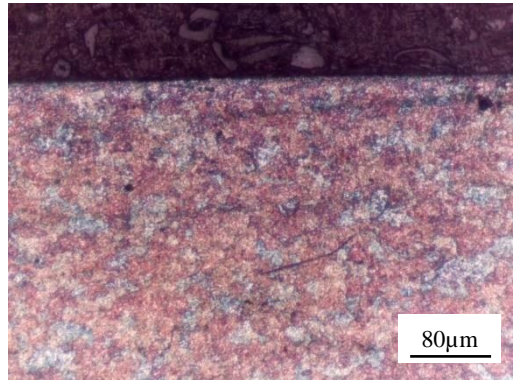
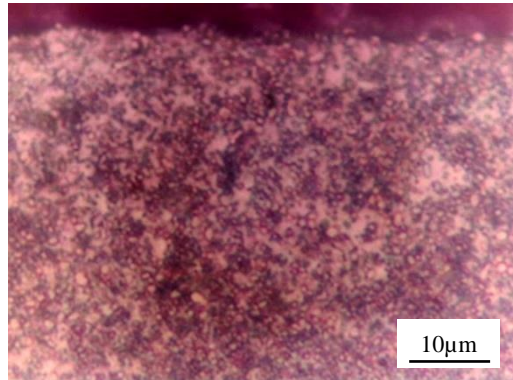
Fonte: Autoria própria.

Nota-se nas micrografias com ampliação de 100x de todos os ensaios realizados com Emulsão, a falta de evidência da formação de camadas claras ou escuras oriundas de danos térmicos. As partículas de cementita esferoidizada observadas em ampliação de 800x apresentaram diâmetro médio de 0,71 µm, 0,79 µm e 0,76 µm para as respectivas concentrações 2,5%, 5% e 10%.

4.4.2 Fluidos Sintéticos

O resultado das microestruturas do SAE 52100 submetido ao torneamento lubri-refrigerado por fluidos Sintéticos nas concentrações 4%, 7% e 10% é sumarizada pelo Quadro 4.2 a seguir.

Quadro 4.2 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com fluidos Sintéticos.

Fluido	Ampliação 100x	Ampliação 800x
SI-4		
SI-7		
SI-10		

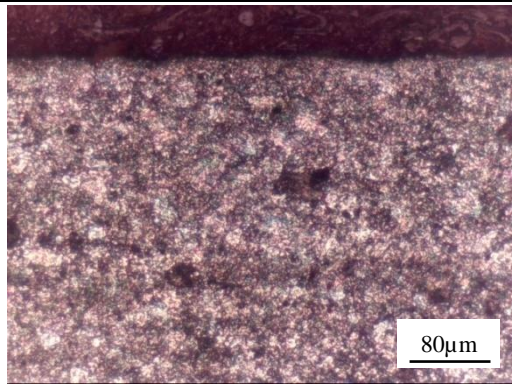
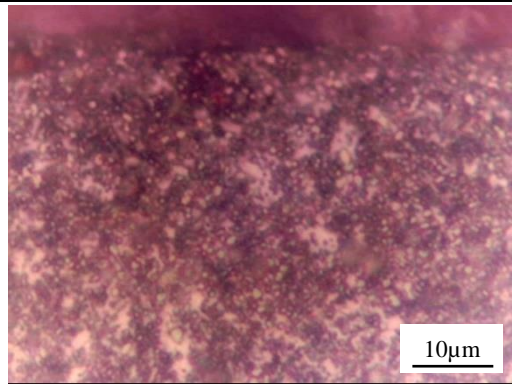
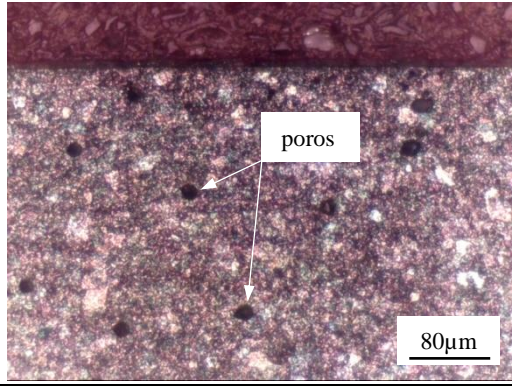
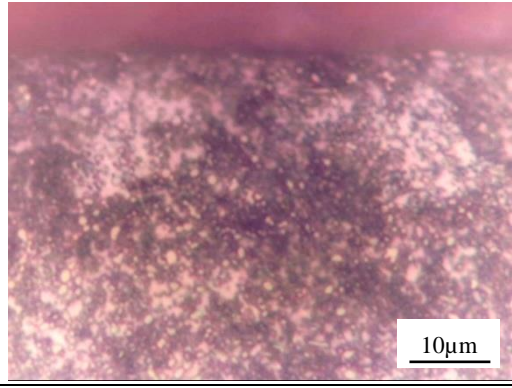
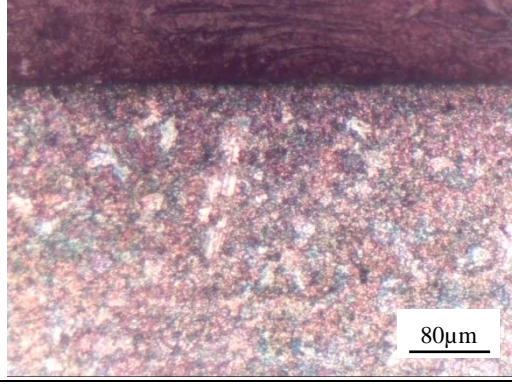
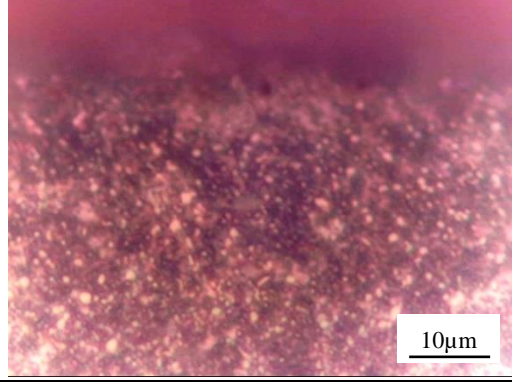
Fonte: Autoria própria.

Assim como ocorrido nos resultados das Emulsões, as micrografias com ampliação de 100x de todos os ensaios realizados com fluidos Sintéticos apresentaram falta de evidência da formação de camadas claras ou escuras oriundas de danos térmicos. As partículas de cementita esferoidizada observadas em ampliação de 800x apresentaram diâmetro médio de 0,75 μm para a concentração 4% e 0,78 μm para ambas as concentrações de 7% e 10%.

4.4.3 Fluidos Semissintéticos

O resultado das microestruturas do SAE 52100 submetido ao torneamento lubri-refrigerado por fluidos Semissintéticos nas concentrações 1,25%, 2,5% e 5% é sumarizada pelo Quadro 4.3 a seguir.

Quadro 4.3 – Micrografias do SAE 52100, refrigerado com fluidos Semissintéticos.

Fluido	Ampliação 100x	Ampliação 800x
SS-1,25	 Micrografia de 100x para SS-1,25. Mostra uma superfície com uma camada superior escura e uma região inferior com uma microestrutura granular. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para SS-1,25. Mostra uma microestrutura granular detalhada. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.
SS-2,5	 Micrografia de 100x para SS-2,5. Mostra uma superfície com uma camada superior escura e uma região inferior com uma microestrutura granular. Duas setas apontam para pontos escuros rotulados como 'poros'. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para SS-2,5. Mostra uma microestrutura granular detalhada. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.
SS-5	 Micrografia de 100x para SS-5. Mostra uma superfície com uma camada superior escura e uma região inferior com uma microestrutura granular. Uma escala de 80µm está no canto inferior direito.	 Micrografia de 800x para SS-5. Mostra uma microestrutura granular detalhada. Uma escala de 10µm está no canto inferior direito.

Fonte: Autoria própria.

Igualmente aos ensaios realizados com Emulsões e fluidos Sintéticos, as micrografias com ampliação de 100x de todos os ensaios feitos com fluidos Semissintéticos apresentaram falta de evidência da formação de camadas claras ou escuras oriundas de danos térmicos. A partículas de cementita esferoidizada observadas em ampliação de 800x apresentaram diâmetro médio de 0,74 µm, 0,75 µm e 0,80 µm para as respectivas concentrações 1,25%, 2,5% e 5%.

4.4.4 Análise comparativa da microestrutura do material usinado

A análise das microestruturas em todas as condições de fluidos de corte mostrou a ausência de evidências que danos de origem térmica possam ter ocorrido, tanto próximo, quanto abaixo da superfície torneada.

Foi possível verificar que a microestrutura das amostras se apresentou em uma matriz ferrítica definida por áreas claras, com partículas de cementita esferoidizada de diâmetro e fração volumétrica similar ao material torneado sob condições não severas de usinagem.

Diante da ausência de alterações microestruturais significativas observadas em todas as amostras do aço SAE 52100 torneado sob as condições de usinagem específicas desta pesquisa, a análise da microdureza da subsuperfície das amostras foi necessária com o intuito de constatar se os diversos tipos fluidos de corte estudados foram efetivamente capazes de refrigerar a zona de corte, evitando qualquer tipo de dano térmico.

4.5 Microdureza

O efeito da lubri-refrigeração dos diferentes fluidos de corte na microdureza da superfície e subsuperfície da seção transversal das amostras usinadas foi analisado, a princípio, pelo tipo de concentração de fluido de corte.

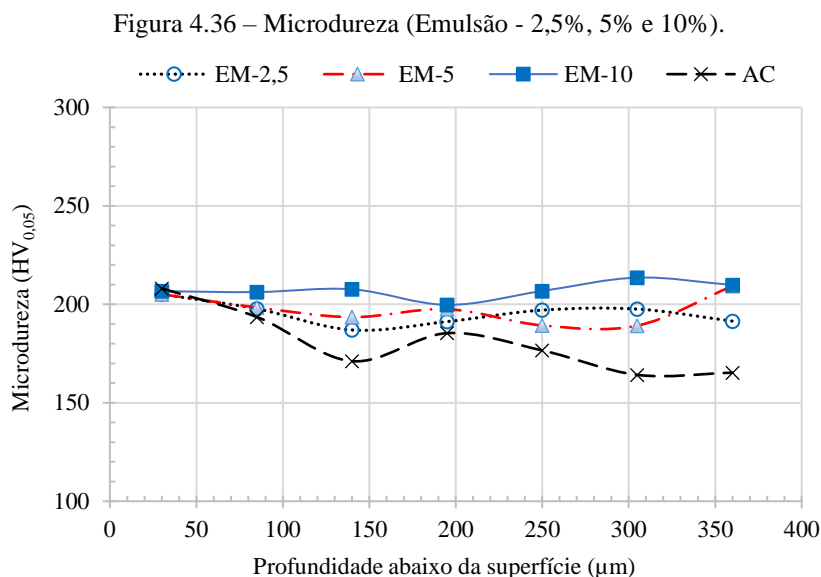
Da mesma maneira que a análise microestrutural, os valores de microdureza das amostras foram comparados em relação a uma amostra do mesmo material, torneado com lubrifi-refrigeração abundante com emulsão em concentração de 5%, submetida a condições de usinagem não severas, com os parâmetros de corte ap 0,2 mm, f 0,095 mm/rev e Vc 68 m/min.

Cabe salientar que a amostra do SAE 52100 usinado em condições não severas, utilizada para análise comparativa (AC), apresentou dureza média de 180,6 HV_{0,05}. Sendo 208 HV_{0,05} a 30 µm e 165,3 HV_{0,05} a 360 µm abaixo da superfície usinada, que representa uma redução de 20,5% de dureza entre o ponto mais próximo e o mais distante da superfície usinada.

Na sequência, os valores de microdureza resultantes da usinagem lubri-refrigerada por diversos tipos de fluidos de corte, foram comparados e realizada a correlação com os seus respectivos pontos de Leidentrost dos fluidos.

4.5.1 Emulsões

Os resultados da microdureza nas subsuperfícies das amostras torneadas e lubri-refrigeradas por Emulsões nas respectivas concentrações 2,5%, 5% e 10%, são expostos pelo gráfico da Figura 4.6.



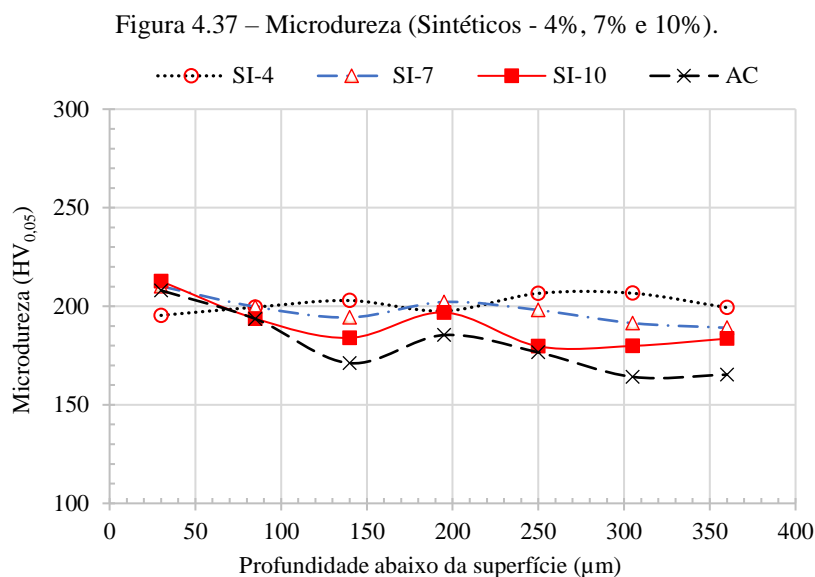
Fonte: Autoria própria.

Nota-se a similar dureza na profundidade de 30 µm em todas as condições analisadas. Entretanto, diferentemente da amostra de SAE 52100 usinada em condições não severas (AC), não houve redução significativa da dureza com o aumento profundidade abaixo da superfície usinada e pouca variação dos valores de microdureza empregando diferentes concentrações de emulsão, conforme os resultados relacionados a seguir:

- **EM-2,5:** 205,1 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 195,3 HV_{0,05}. Variação máxima de 8,9% entre os pontos de medição. Redução de 6,7% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.
- **EM-5:** 205,1 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 197,5 HV_{0,05}. Variação máxima de 9,6% entre os pontos de medição. Aumento de 2% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.
- **EM-10:** 206,7 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 207,2 HV_{0,05}. Variação máxima 6,5% entre os pontos de medição. Aumento de 1,5% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.

4.5.2 Fluidos Sintéticos

Os resultados da microdureza nas subsuperfícies das amostras torneadas e lubri-refrigeradas pelos fluidos Sintéticos nas respectivas concentrações 4%, 7% e 10%, são expostos pelo gráfico da Figura 4.37.



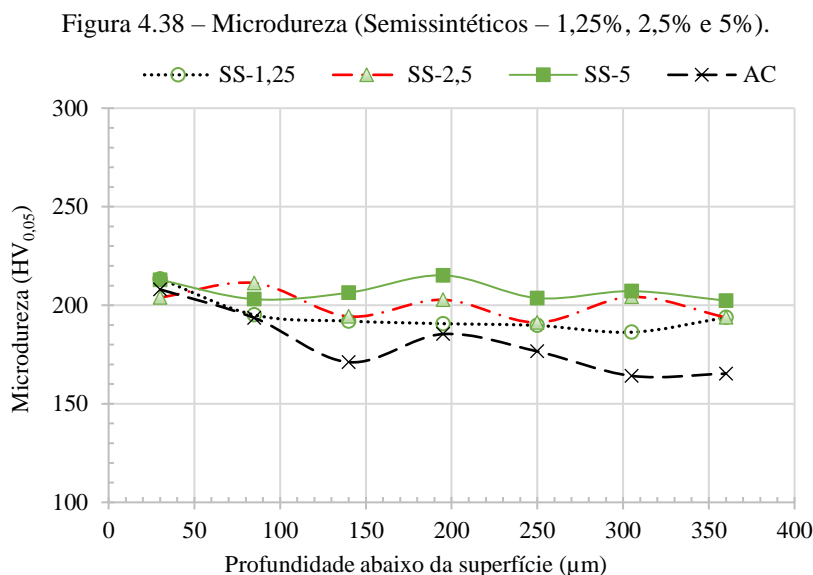
Fonte: Autoria própria.

Nota-se a similar dureza na profundidade de 30 µm em todas as condições analisadas, com exceção ao fluido SI-4 que apresentou microdureza menor que 200 HV_{0,05} nesta região. Assim como a amostra de SAE 52100 usinada em condições não severas (AC), os fluidos SI-7 e SI-10 apresentaram uma aparente redução da dureza com a profundidade abaixo da superfície, porém, em uma menor proporção, conforme os resultados relacionados a seguir para as três concentrações de fluidos sintéticos:

- **SI-4:** 195,4 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 201,1 HV_{0,05}. Variação máxima de 5,4% entre os pontos de medição. Aumento de 2% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.
- **SI-7:** 210,1 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 197,8 HV_{0,05}. Variação máxima de 10% entre os pontos de medição. Redução de 10% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.
- **SI-10:** 212,7 HV_{0,05} a 30 µm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 190 HV_{0,05}. Variação máxima de 15,5% entre os pontos de medição. Redução de 13,7% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.

4.5.3 Fluidos Semissintéticos

Os resultados da microdureza nas subsuperfícies das amostras torneadas e lubri-refrigeradas pelos fluidos Semissintéticos nas respectivas concentrações 1,25%, 2,5% e 5%, são expostos pelo gráfico da Figura 4.38.



Fonte: Autoria própria.

Igualmente as emulsões, nota-se a similar dureza na profundidade de 30 μm em todas as condições analisadas. Entretanto, diferentemente da amostra de SAE 52100 usinada em condições não severas (AC), não houve redução significativa da dureza com o aumento profundidade abaixo da superfície usinada nas concentrações 2,5% e 5%, além da pouca variação dos valores de microdureza empregando as diferentes concentrações de fluido semissintético, conforme os resultados relacionados a seguir:

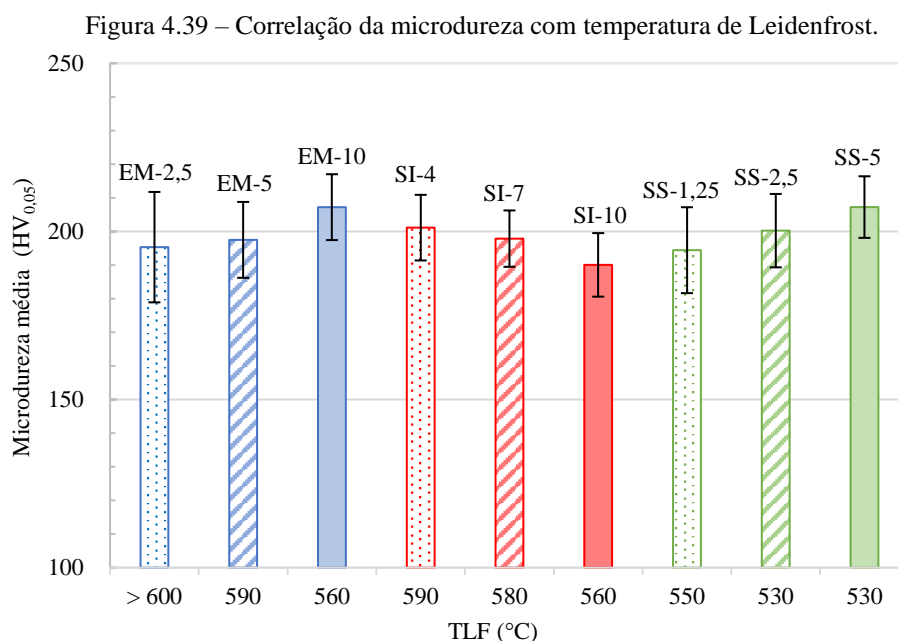
- **SS-1,25:** 213,4 HV_{0,05} a 30 μm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 194,4 HV_{0,05}. Variação máxima de 12,7% entre os pontos de medição. Redução de 9,2% da dureza, do ponto mais distante em relação ao mais próximo da superfície usinada.
- **SS-2,5:** 203,9 HV_{0,05} a 30 μm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 200,2 HV_{0,05}. Variação máxima de 9,5% entre os pontos de medição. Redução de 5% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.
- **SS-5:** 212,9 HV_{0,05} a 30 μm abaixo da superfície usinada. Dureza média de 207,2HV_{0,05}. Variação máxima de 6% entre os pontos de medição. Redução de 4,9% da dureza, do ponto mais distante em relação ao ponto mais próximo da superfície usinada.

4.5.4 Análise comparativa da microdureza do material usinado

A análise das microdureza para todas as condições de fluidos de corte, juntamente com a amostra de SAE 52100 usinada em condições não severas (AC), mostraram valores próximos a 200 HV_{0,05} até a profundidade de 85 μm, com variação máxima de 18 HV_{0,05} nesta profundidade.

Entretanto, em relação a amostra AC, nota-se que todas amostras lubri-refrigeradas pelos diferentes fluidos de corte apresentaram pouca variação da microdureza da subsuperfície até a profundidade final de medição. A maior redução da microdureza da amostra AC possivelmente foi causada pela menor força de corte e menor temperatura de usinagem, resultantes das condições não severas de usinagem (*ap*, *f* e *Vc* menores).

Por esta razão, os valores médios da microdureza das amostras usinadas e lubri-refrigeradas pelos diversos fluidos de corte são comparados e esses valores analisados com relação as respectivas temperaturas de Leidenfrost dos fluidos, conforme mostra Figura 4.39.



Fonte: Autoria própria.

Como pode ser notado na Figura 4.39 e no gráfico das interações entre os fatores para o resultado da microdureza (apêndice B), a microdureza foi inversamente proporcional a TLF para Emulsões e os fluidos Semissintéticos, enquanto que os resultados para os fluidos Sintéticos indicaram que a microdureza das amostras lubri-refrigerada pelos mesmos é proporcional as suas respectivas TLF.

O fluido Sintético SI-10 resultou no menor valor médio de microdureza ($190 \text{ HV}_{0,05}$), enquanto que a Emulsão EM-10 e o fluido Semissintético SS-5, ambos resultaram no maior valor médio ($207,2 \text{ HV}_{0,05}$).

No entanto, a variação da microdureza média resultante da lubri-refrigeração de diferentes fluidos ($17,2 \text{ HV}_{0,05}$, equivalente a 8,3%) e o aumento da microdureza média em relação a amostra torneada sob condições não severas de usinagem (de $9,4 \text{ HV}_{0,05}$ a $26,6 \text{ HV}_{0,05}$, respectivamente 5,2% e 14,7%), mostraram-se irrelevantes, sem equivalência com as escalas de dureza Rockwell B e C.

Além disso, a observação dos desvios-padrão das amostras ajuda a compreender que a variação da microdureza foi irrelevante, embora exista um padrão nos valores da microdureza média em relação a temperatura de Leidenfrost.

O teste de ANOVA confirma a irrelevância da TLF nos resultados de microdureza, pois a análise indicou que o tipo de fluido e a TLF mesmos são estatisticamente insignificantes, com nível de significância (Valor-P) maior que 0,05. Mesmo com a interação entre os fatores ser significativa, o teste Tukey indicou diferença significativa apenas entre o SI-10 com SS-5 e EM-10, sendo que as condições SI-10 e EM-10 apresentam a mesma TLF.

Assim sendo, tais resultados evidenciaram a ausência de alterações microestruturais significativas observadas em todas as amostras do aço SAE 52100, assim como apresentado pela análise metalográfica das amostras na seção anterior.

Portanto, entende-se que os diversos fluidos de corte analisados, independente da concentração do fluido e de sua temperatura de Leidenfrost, foram capazes de retirar calor da região de corte durante o torneamento do SAE 52100 esferoidizado sob as condições de usinagem e método de lubri-refrigeração utilizados nesta pesquisa, visto que não foram observadas alterações metalúrgicas substanciais decorrentes do processo.

5 CONCLUSÕES

A partir dos resultados de temperatura de usinagem conclui-se que, em quase sua totalidade, fluidos Sintéticos apresentam maior capacidade de refrigeração, seguido pelos Semissintéticos e Emulsões. Embora o fluido Semissintético a 1,25% tenha resultado na menor temperatura, com redução 37,9% em relação a Emulsão a 2,5% que resultou na maior temperatura.

Quanto a correlação da temperatura de usinagem com a TLF dos fluidos, foi notado que, da mesma forma que os experimentos realizados por Arena (2019), não há relação entre a TLF e a capacidade de refrigeração durante a usinagem entre os diferentes tipos de fluidos de corte. Provavelmente devido a diferença de condutividade térmica, os fluidos de mesma TLF apresentaram diferença na temperatura de usinagem de 10% a 15%, e fluidos de similar TLF apresentaram diferença de 27,5%.

Ao analisar a capacidade de refrigeração da usinagem em relação a TLF, por tipo de fluido, conclui-se que quanto maior a TLF dos fluidos Semissintéticos, maior a capacidade de retirar calor da interface cavaco-ferramenta. Entretanto, devido ao provável atrito decorrente da menor ação lubrificante em baixas concentrações de fluido, para Emulsões e fluidos Sintéticos, a maior a TLF, pode resultar em menor capacidade de retirar calor da interface.

A respeito do desgaste da ferramenta de corte, mesmo com maiores TLF, as Emulsões apresentaram menor VB_B justamente pelas melhores propriedades tribológicas, seguido pelos fluidos Semissintéticos e pelos fluidos Sintéticos.

A TLF não tem qualquer influência no desgaste da ferramenta quando são comparados diferentes tipos de fluidos com mesma ou similar TLF, pois apresentaram diferença de VB_B em 25% e 62% para mesma TLF. No entanto, para fluidos do mesmo tipo, observou-se que quanto maior a TLF do fluido, maior o desgaste da ferramenta de corte. Neste sentido, conclui-se que fluidos de corte com maior TLF, mesmo que permitam maior fluxo de calor, nem sempre promovem um menor desgaste da ferramenta de corte devido a sua menor lubricidade.

As melhores propriedades lubrificantes das Emulsões a 5% e 10%, e a maior concentração do fluido Sintético podem ter propiciado menor rugosidade, com redução de 17% em relação os fluidos EM-10, SI-4 e SS-1,25. Entretanto, a análise dos resultados agrupados por tipo de fluido mostrou que a rugosidade é diretamente relacionada ao desgaste. Tais resultados mostram ausência de relação da rugosidade obtida com a TLF, o que mostra que a rugosidade não é influenciada pela TLF nas condições estudadas.

Por fim, todos os fluidos de corte analisados neste trabalho são eficientes na remoção do calor durante o processo de torneamento do SAE 52100 lubri-refrigerado pelo método convencional em uma vazão de 1 l/min, utilizando os parâmetros de corte $ap=0,8$ mm, $f=0,19$ mm/rev e $\bar{V}c=279,35$ m/min. Nestas condições, tais fluidos evitam significativas alterações microestruturais, que podem comprometer a qualidade do produto final, independentemente do valor da temperatura de Leidenfrost do fluido utilizado.

Sugestão para trabalhos futuros

A partir das conclusões embasadas nos resultados deste trabalho experimental, bem como a carência de pesquisas relacionadas ao efeito Leidenfrost na lubri-refrigeração dos processos de usinagem, considera-se que é necessário aprofundar o conhecimento deste fenômeno com o objetivo de contribuir para o desenvolvimento, criação de critérios de classificação e seleção de fluidos de corte.

Sendo assim, torna-se interessante o desenvolvimento de trabalhos futuros conforme as sugestões indicadas a seguir:

- Analisar as propriedades tribológicas dos fluidos de corte com o objetivo de certificar sua influência no desgaste da aresta cortante e conseqüentemente na temperatura de usinagem, e deste modo, compreender o motivo pelo qual os fluidos com maior temperatura de Leidenfrost resultaram em maior temperatura de usinagem.
- Estudo das propriedades térmicas dos diferentes tipos de fluidos e seus respectivos filmes de vapor para melhor compreender as discrepâncias de seus efeitos no processo de remoção de calor durante a usinagem.
- Realizar experimentos de usinagem em condições que resultem substanciais alterações microestruturais no material usinado, como o torneamento ou retificação do SAE 52100 endurecido e, portanto, avaliar qual a influência da temperatura de Leidenfrost dos diversos fluidos de corte quanto as modificações na microestrutura do material usinado.
- Análise da temperatura empregando diferentes fluidos de corte, com auxílio de termopares inseridos em regiões próximas as zonas de cisalhamento, nas quais um filme de vapor provavelmente pode ser formado.
- Estudo experimental de fluidos de corte com aditivos e nanopartículas que aumentam o ponto de Leidenfrost, e avaliar os seus efeitos na usinagem.

REFERÊNCIAS

- ALAGAN, N. T.; HOIER, P.; BENO, T.; KLEMENT, U.; WRETLAND, A. Coolant boiling and cavitation wear—a new tool wear mechanism on WC tools in machining Alloy 718 with high-pressure coolant. **Wear**, v. 452, p. 203284, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203284>.
- ALAGAN N. T.; BENO, T.; HOIER, P.; KLEMENT, U.; WRETLAND, A. Influence of surface features for increased heat dissipation on tool wear. **Materials**, v. 11, n. 5, p. 664, 2018. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma11050664>.
- ARENA, A. P. **Estudo dos efeitos do ponto de Leidenfrost nas propriedades de refrigeração dos fluidos de corte**. Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez. 2019. Relatório de iniciação científica. Bauru: Universidade Estadual Paulista - UNESP, Faculdade de Engenharia. Processo 19/00514-0. Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo - FAPESP.
- ATTANASIO, A.; UMBRELLO, D.; CAPPELLINI, C.; ROTELLA, G.; M'SAOUBI, R. Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of AISI 52100 steel. **Wear**, v. 286, p. 98-107, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2011.07.001>.
- ASTM E92-17, **Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2017.
- ASTM A295/A295M-14, **Standard specification for high-carbon anti -friction bearing steel**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2014
- ASTM E384-07, **Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007.
- BARADIE, M. E. Cutting fluids: part I. Characterisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v.56, n.1, p.786-797, 1996. DOI: [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)01892-1](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)01892-1).
- BAUMEISTER, K. J.; HENRY, R. E.; SIMON, F. F. Role of the Surface in the Measurement of the Leidenfrost Temperature. In: **Special session on Augmentation of Convective Heat and Mass Transfer of the American Society of Mechanical Engineers Winter Annual Meeting**. 1970. Disponível em: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19700024900/downloads/19700024900.pdf>.
- BAUMEISTER, K. J.; SIMON, F. F. Leidenfrost temperature—its correlation for liquid metals, cryogenes, hydrocarbons, and water. **ASME. J. Heat Transfer**, v. 95(2), p. 166-173, 1973. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.3450019>.
- BEHERA, B. C.; ALEMAYEHU, H.; GHOSH, S.; RAO, P. V. A comparative study of recent lubri-coolant strategies for turning of Ni-based superalloy. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 30, p. 541-552, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.10.027>.

BEHERA, B. C.; SETTI, D.; GHOSH, S.; RAO, P. V. Spreadability studies of metal working fluids on tool surface and its impact on minimum amount cooling and lubrication turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 244, p. 1-16, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.01.016>.

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. ISSN 1877-7058. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.04.075>.

BERENSON, P. J. Film-Boiling Heat Transfer from a Horizontal Surface. **Journal of Heat Transfer**, v. 83, p. 351-358, 1961. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.3682280>.

BERNARDIN, J. D.; MUDAWAR, I. A Leidenfrost point model for impinging droplets and sprays. **Journal of Heat Transfer**, v. 126, n. 2, p. 272-278, 2004. DOI: <https://doi.org/10.1103/PhysRevE.90.053012>.

BERNARDIN, J. D.; MUDAWAR, I. The Leidenfrost point: experimental study and assessment of existing models. **Journal of Heat Transfer**, v. 121, n. 4, p. 894-903, 1999. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.2826080>.

BIČEK, M.; DUMONT, F.; COURBON, C.; PUŠAVEC, F.; RECH, J.; KOPAČ, J. Cryogenic machining as an alternative turning process of normalized and hardened AISI 52100 bearing steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 12, p. 2609-2618, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.07.022>.

ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J. Ebulição e Condensação. In: ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J. **Tranferência de Calor e Massa**. 3ªed. São Paulo: McGraw-Hill, p. 561-572, 2009. ISBN 9788577260751.

ČEP, R.; NESLUŠAN, M.; BARIŠIĆ, B. Chip formation analysis during hard turning. **Strojarstvo: časopis za teoriju i praksu u strojarstvu**, v. 50, n. 6, p. 337-346, 2008. Disponível em: <https://hrcak.srce.hr/40652>.

CETIN, M. H.; OZCELIK, B.; KURAM, E.; DEMIRBAS, E. Evaluation of vegetable based cutting fluids with extreme pressure and cutting parameters in turning of AISI 304L by Taguchi method. **Journal of Cleaner Production**, v. 19, n. 17-18, p. 2049-2056, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2011.07.013>.

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. ISSN 0959-6526. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.071>.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. Artliber Editora, 2006. ISBN 9788587296016.

EMMERSON, G. S. The effect of pressure and surface material on the Leidenfrost point of discrete drops of water. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 18, n. 3, p. 381-386, 1975. DOI: [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90027-7](https://doi.org/10.1016/0017-9310(75)90027-7).

FERRARESI, D. Mecanismo da Formação do Cavaco. In: FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. Editora blucher, p.140-152, 1970. ISBN 9788521208594.

GASSNER, M.; SCHALK, N.; TKADLETZ, M.; POHLER, M.; CZETTL, C.; MITTERER, C. Influence of cutting speed and workpiece material on the wear mechanisms of CVD TiCN/ α -Al₂O₃ coated cutting inserts during turning. **Wear**, v. 398, p. 90-98, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.11.019>.

GRADECK, M.; OUATTARA, A.; MAILLET, D.; GARDIN, P.; LÉBOUCHÉ, M. Heat transfer associated to a hot surface quenched by a jet of oil-in-water emulsion. **Experimental thermal and fluid science**, v. 35, n. 5, p. 841-847, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2010.07.002>.

HSIEH, S.S.; LIU, H. H.; YEH, Y. F. Nanofluids spray heat transfer enhancement. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 94, p. 104-118, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.11.061>.

HUANG, C. K.; CAREY, V. P. The effects of dissolved salt on the Leidenfrost transition. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 50, n. 1-2, p. 269-282, 2007. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.06.031>.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. Ebulição e Condensação. In: INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. 6ªed. Rio de Janeiro: LTC, p. 394-400, 2008. ISBN 9788521615842.

ISHIGAI, S.; NAKANISHI, S.; OCHI, T. Boiling heat transfer for a plane water jet impinging on a hot surface. In: **International Heat Transfer Conference Digital Library**. Begel House Inc., 1978. DOI: <https://doi.org/10.1615/IHTC6.860>.

ISO 3685, **Tool-life testing with single-point turning tools**, International Organization for Standardization, Genève, 1993.

JÄGER, H.; ALAGAN, N. T.; HOLMBERG, J.; BENO, T.; WRETLAND, A. EDS analysis of flank wear and surface integrity in machining of alloy 718 with forced coolant application. **Procedia CIRP**, v. 45, p. 271-274, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.02.144>.

KIM, H.; TRUONG, B.; BUONGIORNO, J.; HU, L. W. Effects of micro/nano-scale surface characteristics on the Leidenfrost point temperature of water. **Journal of Thermal Science and Technology**, v. 7, n. 3, p. 453-462, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1299/jtst.7.453>.

KIM, H.; TRUONG, B.; BUONGIORNO, J.; HU, L. W. On the effect of surface roughness height, wettability, and nanoporosity on Leidenfrost phenomena. **Applied Physics Letters**, v. 98, n. 8, p. 083121, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1063/1.3560060>.

KIM, H.; DEWITT, G.; MCKRELL, T.; BUONGIORNO, J.; HU, L. W. On the quenching of steel and zircaloy spheres in water-based nanofluids with alumina, silica and diamond nanoparticles. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 35, n. 5, p. 427-438, 2009. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2009.02.004>.

KHORASANI, A. M.; YAZDI, M. R. S.; SAFIZADEH, M. S. Analysis of machining parameters effects on surface roughness: a review. **International Journal of Computational Materials Science and Surface Engineering**, v. 5, n. 1, p. 68-84, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1504/IJCMSSE.2012.049055>.

KUMAR, V.; SINHA, K. N. R.; RAJ, R. **Leidenfrost phenomenon during quenching in aqueous solutions: effect of evaporation-induced concentration gradients**. *Soft matter*, v. 16, n. 26, p. 6145-6154, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1039/D0SM00622J>.

LEIDENFROST, J. G. On the fixation of water in diverse fire. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 9, n. 11, p. 1153-1166, 1966. ISSN 0017-9310. DOI: [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(66\)90111-6](https://doi.org/10.1016/0017-9310(66)90111-6).

LIANG, G.; MUDAWAR, I. Review of drop impact on heated walls. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 106, p. 103-126, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.10.031>.

LIAO, Y. S.; SHIUE, R. H. Carbide tool wear mechanism in turning of Inconel 718 superalloy. **Wear**, v. 193, n. 1, p. 16-24, 1996. DOI: [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06644-6](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06644-6).

MACHADO, A. R.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; SILVA, M. B. Avarias, desgastes e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte. In: MACHADO, A. R.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. Editora Blucher, p. 276-280, 2009. ISBN 9788521204527.

MITRA, S.; SAHA, S. K.; CHAKRABORTY, S.; DAS, S. Study on boiling heat transfer of water-TiO₂ and water-MWCNT nanofluids based laminar jet impingement on heated steel surface. **Applied Thermal Engineering**, v. 37, p. 353-359, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.11.048>.

MOHAPATRA, S. S.; RAVIKUMAR, S. V.; JHA, J. M.; SINGH, A. K.; BHATTACHARYA, C.; PAL, S. K.; CHAKRABORTY, S. Ultra fast cooling of hot steel plate by air atomized spray with salt solution. **Heat and Mass Transfer**, v. 50, n. 5, p. 587-601, 2014. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00231-013-1260-6>.

NISHIO, S.; HIRATA, M. Direct contact phenomenon between a liquid droplet and high temperature solid surface. **International Heat Transfer Conference Digital Library**. Begel House Inc., 1978. DOI: <http://dx.doi.org/10.1615/IHTC6.3890>.

NUKIYAMA, S. The maximum and minimum values of the heat Q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 9, n. 12, p. 1419-1433, 1966. ISSN 0017-9310. DOI: [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(66\)90138-4](https://doi.org/10.1016/0017-9310(66)90138-4).

OUATTARA, A. **Caractérisation du refroidissement par jet liquide impactant une plaque métallique à haute température: influence de la composition du fluide sur le flux extrait**. Orientador: Michel Lebouché. 2009. Tese de Doutorado. Université Henri Poincaré-Nancy 1. Disponível em: <https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01748482/document>.

PATI, A. R.; MANDAL, S.; DASH, A.; BARIK, K.; MUNSHI, B.; MOHAPATRA, S. S. Oil-in-water emulsion spray: A novel methodology for the enhancement of heat transfer rate in film boiling regime. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, v. 98, p. 96-105, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2018.08.006>.

PIGOTT, R. J. S.; COLWELL, A. T. Hi-jet system for increasing tool life. **SAE Technical Paper 520254**, 1952. DOI: <https://doi.org/10.4271/520254>.

SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, A. R. Application of cutting fluids in machining processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, v. 23, n. 2, p. 227-240, 2001. DOI: <https://doi.org/10.1590/S0100-73862001000200009>.

SALES, W. F.; GUIMARAES, G.; MACHADO, A. R.; EZUGWU, E. O. Cooling ability of cutting fluids and measurement of the chip-tool interface temperatures. **Industrial Lubrication and Tribology**, 2002. DOI: <https://doi.org/10.1108/00368790210424121>.

SAKURAI, A; SHIOTSU, M; HATA, K. Steady and Unsteady Film Boiling Heat Transfer at Subatmospheric and Elevated Pressures. In: **ICHMT DIGITAL LIBRARY ONLINE**. Begel House Inc., 1982. DOI: <https://doi.org/10.1615/ICHMT.1982.AdvCourHeatTransfNucReactSaf.140>.

SESHADRI, A; PHILLIPS, B; SHIRVAN, K. Towards understanding the effects of irradiation on quenching heat transfer. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 127, p. 1087-1095, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.07.144>.

SHARIF, M. N.; PERVAIZ, S.; DEIAB, I. Potential of alternative lubrication strategies for metal cutting processes: a review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 89, n. 5-8, p. 2447-2479, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9298-5>.

SHAW, M. C.; COOKSON, J. O. **Metal cutting principles**. New York: Oxford university press, 2005. ISBN 9780195142068.

SIVAIAH, P.; BODICHERLA, Uma. Effect of surface texture tools and minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in CNC turning of AISI 52100 steel. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series C**, v. 101, n. 1, p. 85-95, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40032-019-00512-2>.

SPIEGLER, P.; HOPENFELD, J.; SILBERBERG, M.; BUMPUS JR, C. F.; NORMAN, A. Onset of stable film boiling and the foam limit. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 6, n. 11, p. 987-989, 1963. DOI: [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(63\)90053-X](https://doi.org/10.1016/0017-9310(63)90053-X).

SU, G. S.; GUO, Y. K.; SONG, X. L.; TAO, H. Effects of high-pressure cutting fluid with different jetting paths on tool wear in cutting compacted graphite iron. **Tribology international**, v. 103, p. 289-297, 2016. ISSN 0301-679X. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.06.029>.

TAKAMASA, T.; HAZUKU, T.; OKAMOTO, K.; MISHIMA, K.; FURUYA, M. Radiation induced surface activation on Leidenfrost and quenching phenomena. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 29, n. 3, p. 267-274, 2005. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2004.05.014>.

TAKATA, Y.; HIDAKA, S.; YAMASHITA, A.; YAMAMOTO, H. Evaporation of water drop on a plasma-irradiated hydrophilic surface. **International journal of heat and fluid flow**, v. 25, n. 2, p. 320-328, 2004. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2003.11.008>.

TAYLOR, F. W. **On the art of cutting metals**. American society of mechanical engineers, 1906.

TRENT, E. M. **Metal cutting. 2. ed.** Londres: Butterworths & Co., 1984. ISBN 0408050314

WANG, Z.; QU, W.; XIONG, J.; ZHONG, M.; YANG, Y. Investigation on effect of surface properties on droplet impact cooling of cladding surfaces. **Nuclear Engineering and Technology**, v. 52, n. 3, p. 508-519, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.net2019.08.022>.

YAO, S. C; CAI, K. Y. The dynamics and Leidenfrost temperature of drops impacting on a hot surface at small angles. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 1, n. 4, p. 363-371, 1988. DOI: [https://doi.org/10.1016/0894-1777\(88\)90016-7](https://doi.org/10.1016/0894-1777(88)90016-7).

APÊNDICE A - Análise de Variância para os valores médios dos resultados em função do tipo de fluido de corte e da temperatura de Leidenfrost.

Modelo Linear Generalizado:

Temperatura de Usinagem (em 14s) versus tipo de Fluido; TLF

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	579,20	289,602	30,01	0,000
TLF	2	38,65	19,327	2,00	0,164
Fluido x TLF	4	526,12	131,529	13,63	0,000
Erro	18	173,70	9,650		
Total	26	1317,68			

Sumário do Modelo

S	R ²	R ² (aj)	R ² (pred)
3,10646	86,82%	80,96%	70,34%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

<u>tipo de Fluido</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>Agrupamento</u>
Emulsão	9	60,5911	A
Sintético	9	51,4356	B
Semissintético	9	50,2111	B
<u>TLF</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>Agrupamento</u>
menor	9	55,4211	A
intermediaria	9	54,3011	A
maior	9	52,5156	A
<u>Fluido x TLF</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>Agrupamento</u>
Emulsão x maior	3	64,6167	A
Emulsão x menor	3	58,8633	A B
Emulsão x intermediaria	3	58,2933	A B
Semissintético x menor	3	56,1933	A B
Semissintético x intermediaria	3	54,4967	B
Sintético x maior	3	52,9867	B
Sintético x menor	3	51,2067	B
Sintético x intermediaria	3	50,1133	B
Semissintético x maior	3	39,9433	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Temperatura de Usinagem (final) versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	950,3	475,17	8,06	0,003
TLF	2	626,5	313,26	5,31	0,015
Fluido x TLF	4	1124,5	281,13	4,77	0,008
Erro	18	1061,1	58,95		
Total	26	3762,4			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
7,67778	71,80%	59,26%	36,55%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Emulsão	9	70,1256	A
Sintético	9	58,8411	B
Semissintético	9	56,5533	B

TLF	N	Média	Agrupamento
intermediaria	9	65,3611	A
menor	9	65,1300	A
maior	9	55,0289	B

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Emulsão x maior	3	71,3533	A
Emulsão x menor	3	70,8667	A
Emulsão x intermediaria	3	68,1567	A
Semissintético x intermediaria	3	66,3200	A
Semissintético x menor	3	66,1900	A
Sintético x intermediaria	3	61,6067	A
Sintético x menor	3	58,3333	A B
Sintético x maior	3	56,5833	A B
Semissintético x maior	3	37,1500	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Desgaste de flanco médio VB_B (em 14s) versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	6030	3014,9	2,64	0,099
TLF	2	8780	4389,9	3,84	0,041
Fluido x TLF	4	3365	841,2	0,74	0,580
Error	18	20592	1144,0		
Total	26	38766			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
33,8228	46,88%	23,27%	0,00%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Sintético	9	187,253	A
Emulsão	9	159,834	A
Semissintético	9	152,541	A

TLF	N	Média	Agrupamento
maior	9	191,606	A
intermediaria	9	158,094	A B
menor	9	149,929	B

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Sintético x maior	3	217,403	A
Emulsão x maior	3	198,477	A
Sintético x intermediaria	3	185,963	A
Semissintético x maior	3	158,937	A
Sintético x menor	3	158,393	A
Semissintético x menor	3	150,620	A
Semissintético x intermediaria	3	148,067	A
Emulsão x menor	3	140,773	A
Emulsão x intermediaria	3	140,253	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Desgaste de flanco médio VB_B (final) versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	14802	7401	3,98	0,037
TLF	2	13860	6930	3,73	0,044
Fluido x TLF	4	9933	2483	1,33	0,295
Error	18	33481	1860		
Total	26	72076			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
43,1285	53,55%	32,90%	0,00%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Sintético	9	260,907	A
Emulsão	9	211,812	A
Semissintético	9	210,682	A

TLF	N	Média	Agrupamento
maior	9	259,811	A
intermediaria	9	213,012	A
menor	9	210,578	A

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Sintético x maior	3	298,653	A
Emulsão x maior	3	268,803	A
Sintético x intermediaria	3	258,603	A
Sintético x menor	3	225,463	A
Semissintético x menor	3	223,620	A
Semissintético x maior	3	211,977	A
Semissintético x intermediaria	3	196,450	A
Emulsão x intermediaria	3	183,983	A
Emulsão x menor	3	182,650	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Rugosidade Ra (em 14s) versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	0,09536	0,04768	1,11	0,352
TLF	2	0,11849	0,05924	1,37	0,278
Fluido x TLF	4	0,07476	0,01869	0,43	0,783
Error	18	0,77627	0,04313		
Total	26	1,06487			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
0,207668	27,10%	0,00%	0,00%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Semissintético	9	1,80222	A
Emulsão	9	1,68667	A
Sintético	9	1,66778	A

TLF	N	Média	Agrupamento
maior	9	1,81000	A
intermediaria	9	1,69222	A
menor	9	1,65444	A

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Semissintético x maior	3	1,90000	A
Sintético x maior	3	1,83667	A
Semissintético x intermediaria	3	1,78000	A
Semissintético x menor	3	1,72667	A
Emulsão x menor	3	1,70333	A
Emulsão x maior	3	1,69333	A
Emulsão x intermediaria	3	1,66333	A
Sintético x intermediaria	3	1,63333	A
Sintético x menor	3	1,53333	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Rugosidade Ra (final) versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	0,06749	0,03374	0,49	0,623
TLF	2	0,04542	0,02271	0,33	0,725
Fluido x TLF	4	0,30022	0,07506	1,08	0,396
Error	18	1,25133	0,06952		
Total	26	1,66447			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
0,263664	24,82%	0,00%	0,00%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Semissintético	9	2,08667	A
Sintético	9	2,03222	A
Emulsão	9	1,96444	A

TLF	N	Média	Agrupamento
maior	9	2,07000	A
menor	9	2,04111	A
intermediaria	9	1,97222	A

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Sintético x maior	3	2,18667	A
Emulsão x menor	3	2,16000	A
Semissintético x maior	3	2,15667	A
Semissintético x menor	3	2,08667	A
Sintético x intermediaria	3	2,03333	A
Semissintético x intermediaria	3	2,01667	A
Sintético x menor	3	1,87667	A
Emulsão x intermediaria	3	1,86667	A
Emulsão x maior	3	1,86667	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

**Modelo Linear Generalizado:
Microdureza HV versus tipo de Fluido; TLF**

Informação dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis	Valores
Fluido	Fixo	3	Emulsão; Semissintético; Sintético
TLF	Fixo	3	maior; intermediaria; menor

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ(Aj.)	QM(Adj.)	Valor-F	Valor-P
Fluido	2	96,57	48,29	2,31	0,128
TLF	2	95,98	47,99	2,30	0,129
Fluido x TLF	4	586,42	146,61	7,02	0,001
Error	18	375,94	20,89		
Total	26	1154,92			

Sumário do Modelo

S	R²	R²(aj)	R²(pred)
4,57007	67,45%	52,98%	26,76%

Comparações Emparelhadas de Tukey

Informações de Agrupamento Usando Método de Tukey e 95 % de Confiança

tipo de Fluido	N	Média	Agrupamento
Semissintético	9	200,623	A
Emulsão	9	200,001	A
Sintético	9	196,337	A

TLF	N	Média	Agrupamento
menor	9	201,496	A
intermediaria	9	198,516	A
maior	9	196,950	A

Fluido x TLF	N	Média	Agrupamento
Semissintético x menor	3	207,233	A
Emulsão x menor	3	207,210	A
Sintético x maior	3	201,120	A B
Semissintético x intermediaria	3	200,223	A B
Sintético x intermediaria	3	197,847	A B
Emulsão x intermediaria	3	197,477	A B
Emulsão x maior	3	195,317	A B
Semissintético x maior	3	194,413	A B
Sintético x menor	3	190,043	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

APÊNDICE B - Gráficos dos efeitos dos fatores principais e das interações nos resultados.

Gráfico dos efeitos principais para T.Usi (em 14s)
Médias Ajustadas

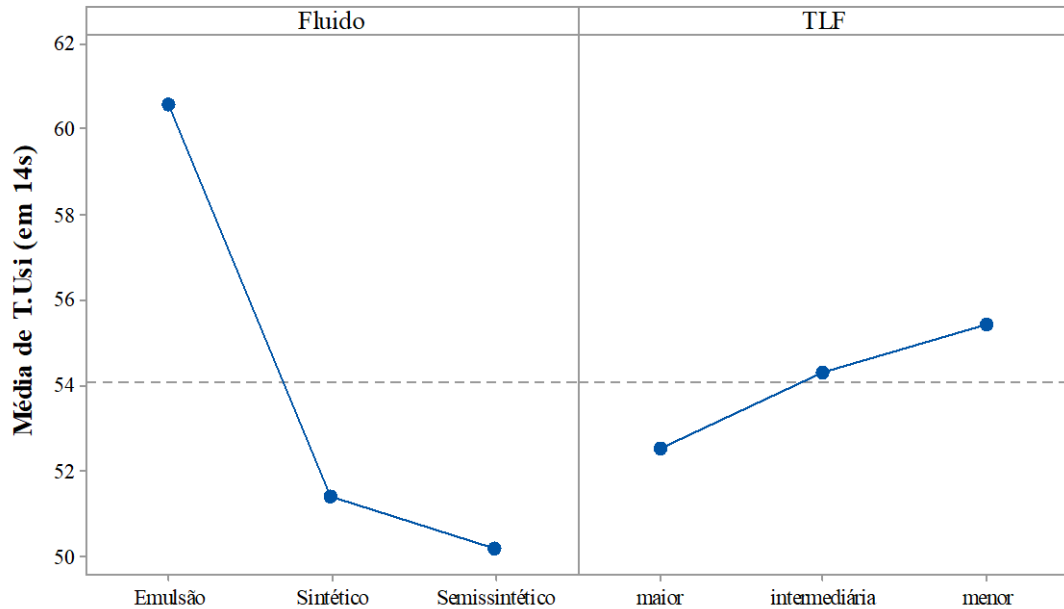


Gráfico das interações entre os fatores para T.Usi (em 14s)
Médias Ajustadas

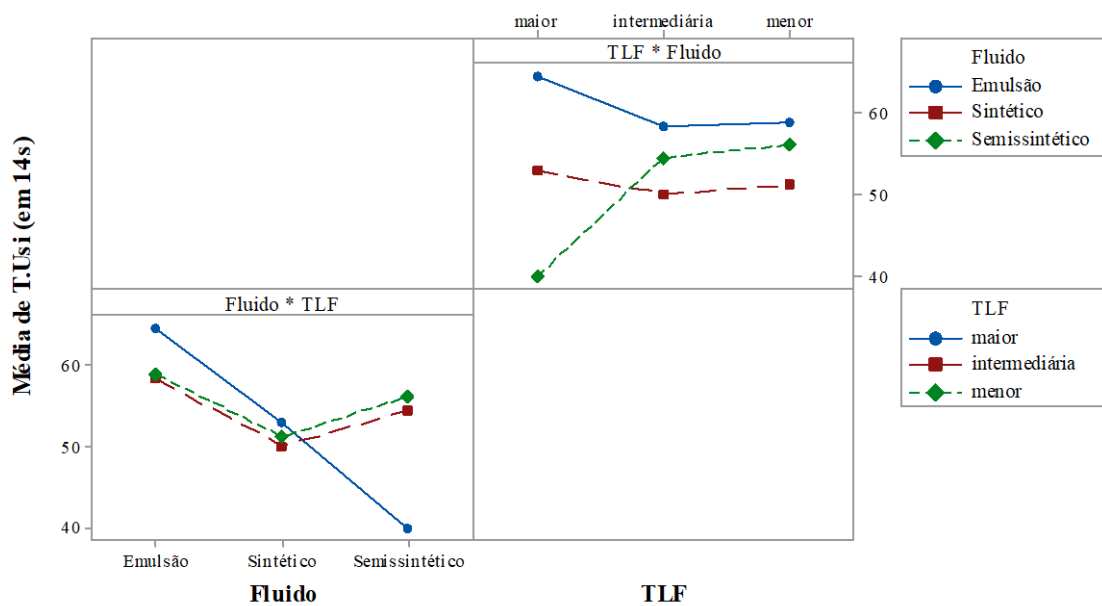


Gráfico dos efeitos principais para T.Usi (final)
Médias Ajustadas

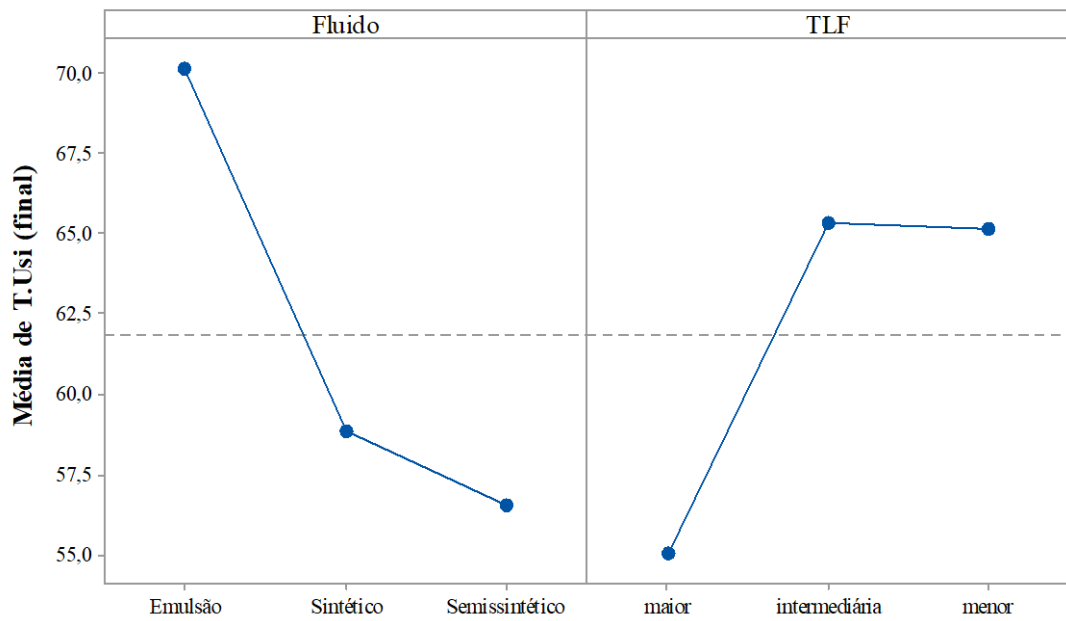


Gráfico das interações entre os fatores para T.Usi (final)
Médias Ajustadas

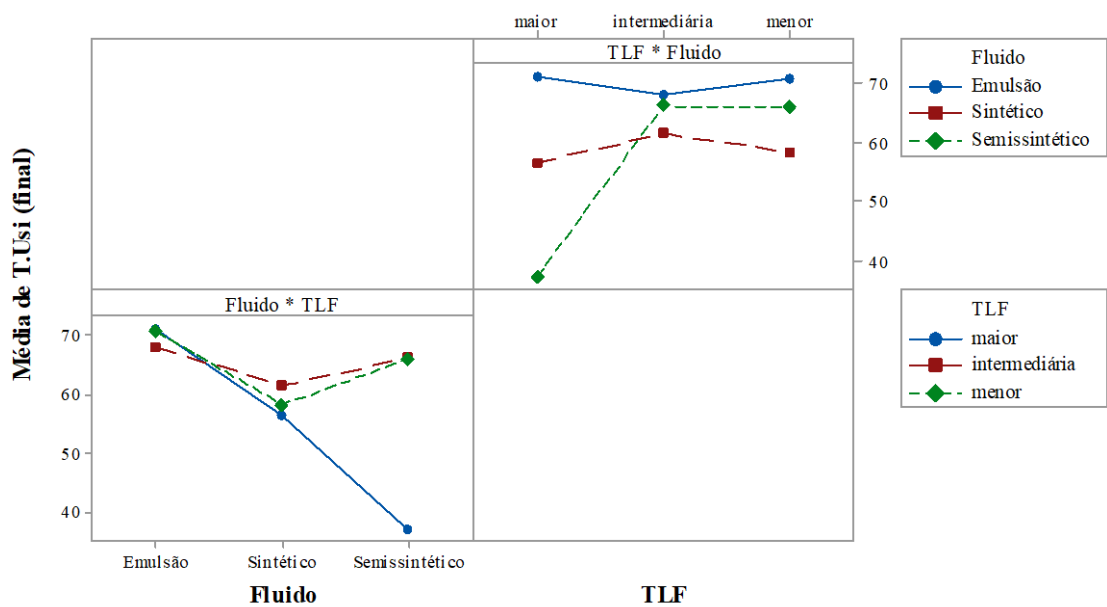


Gráfico dos efeitos principais para VBB (em 14s)
Médias Ajustadas

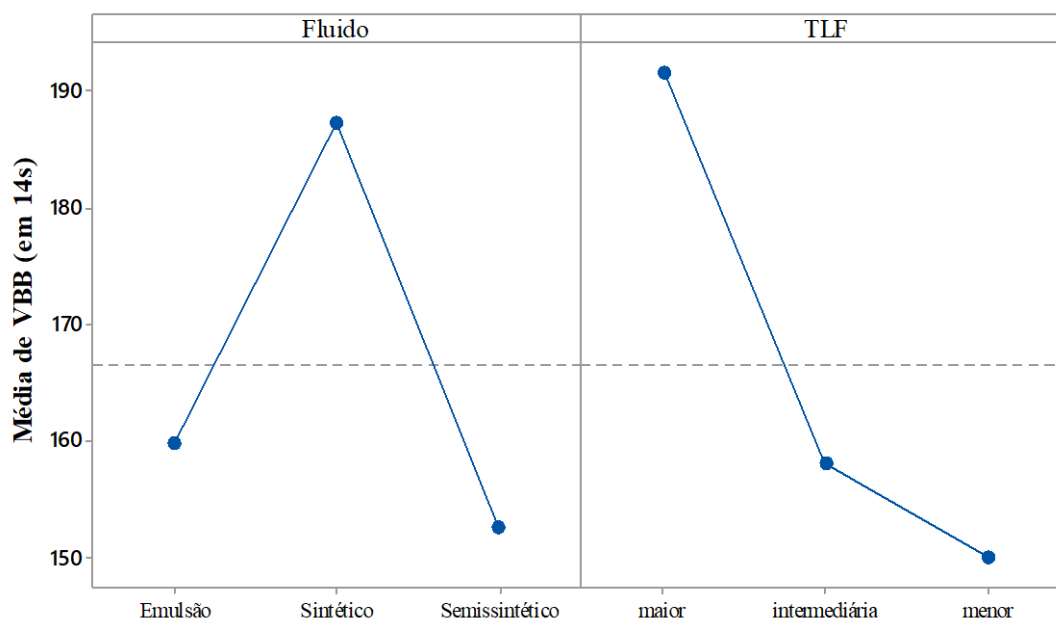


Gráfico das interações entre os fatores para VBB (em 14s)
Médias Ajustadas

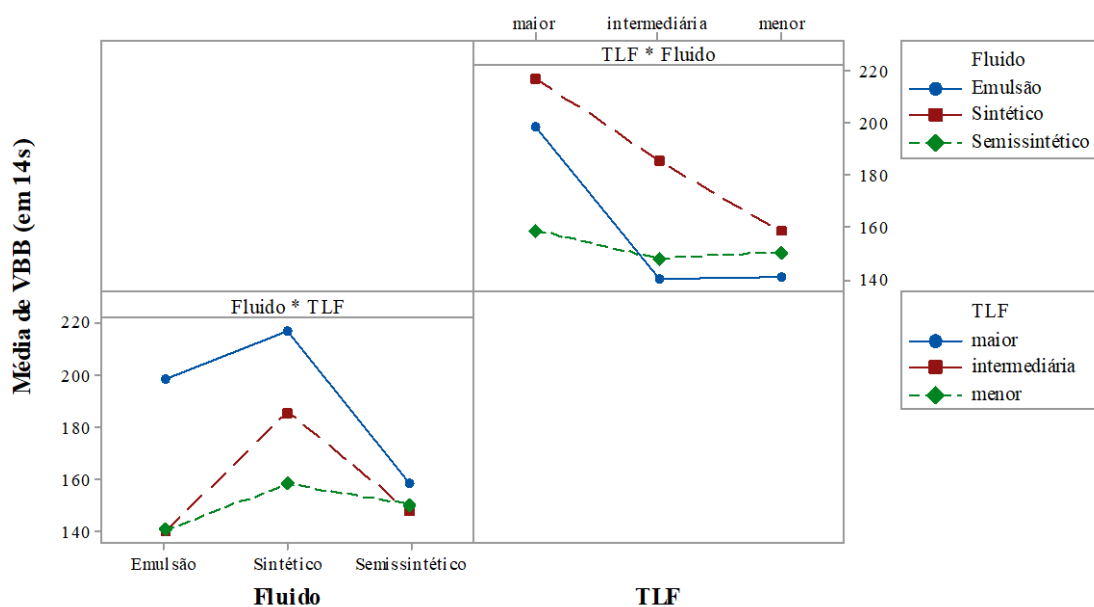


Gráfico dos efeitos principais para VBB (final)
Médias Ajustadas

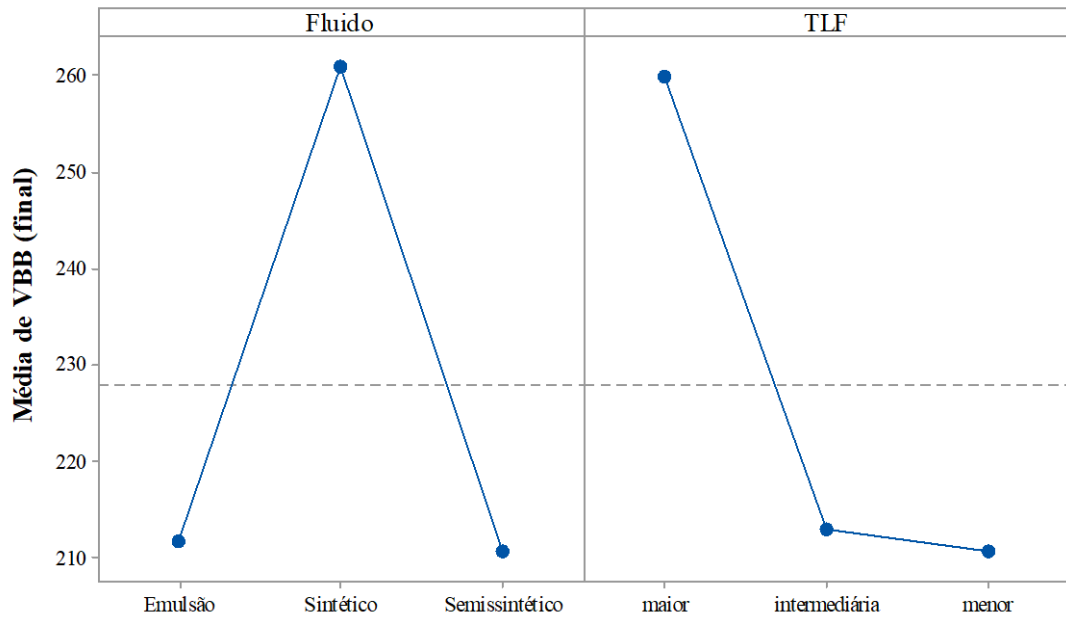


Gráfico das interações entre os fatores para VBB (final)
Médias Ajustadas

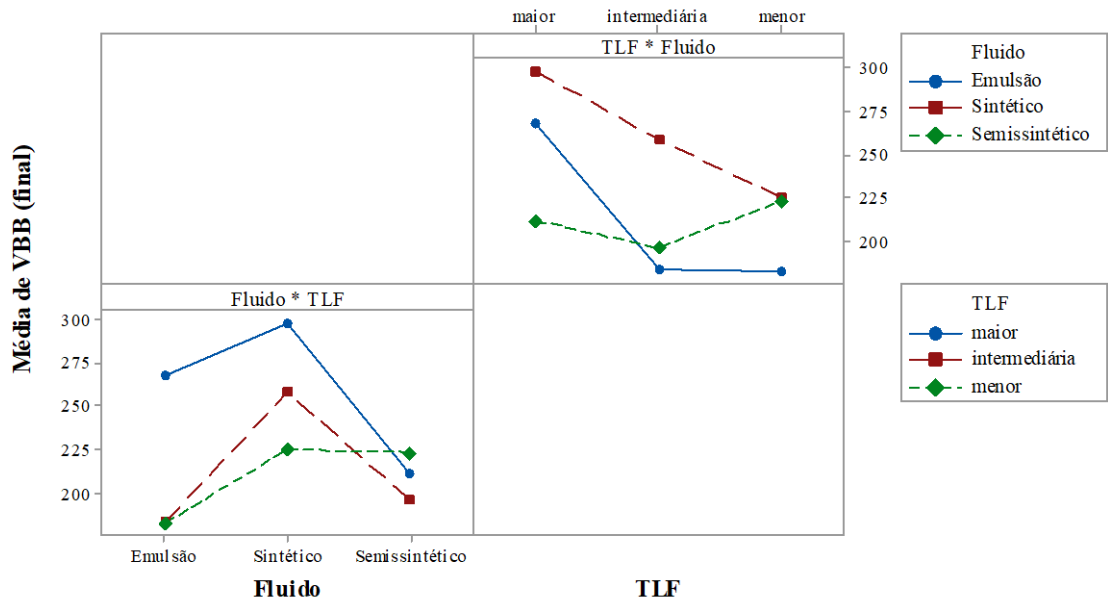


Gráfico das interações entre os fatores para Ra (em 14s)
Médias Ajustadas

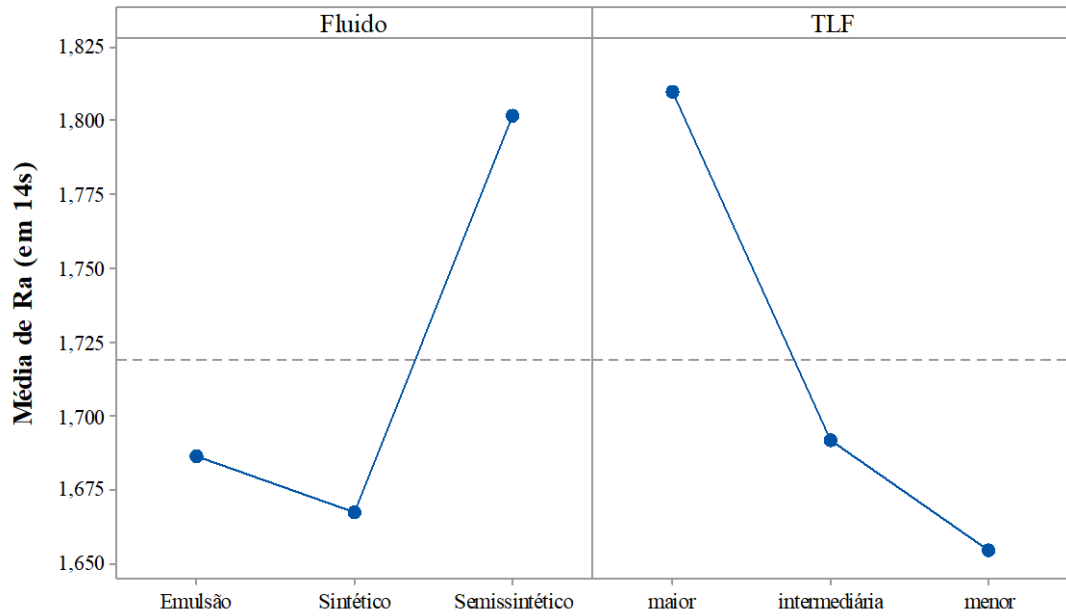


Gráfico das interações entre os fatores para Ra (em 14s)
Médias Ajustadas

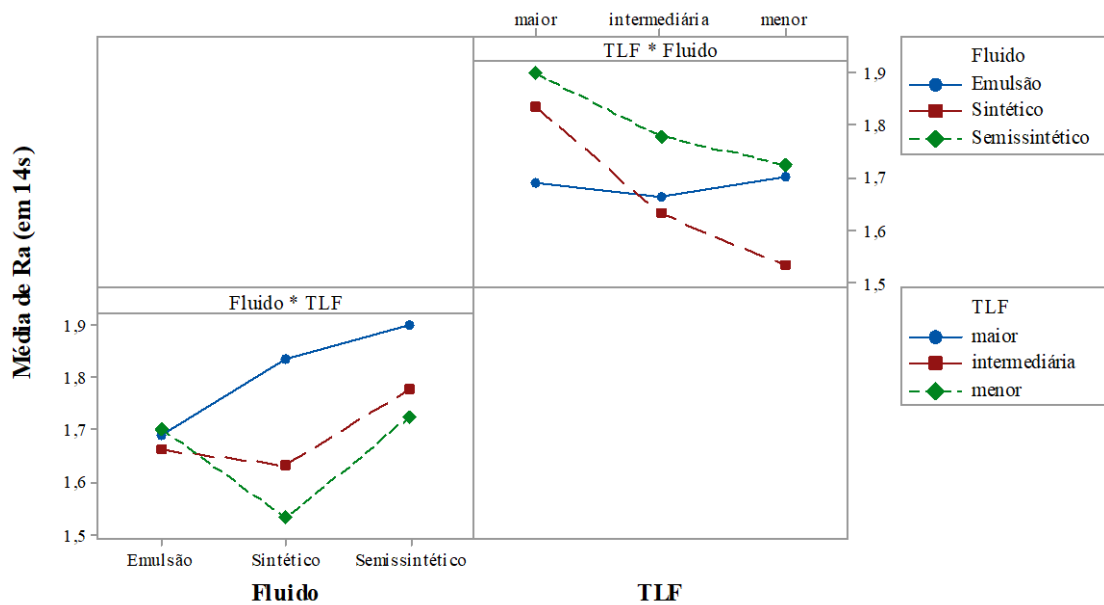


Gráfico dos efeitos principais para Ra (final)
Médias Ajustadas

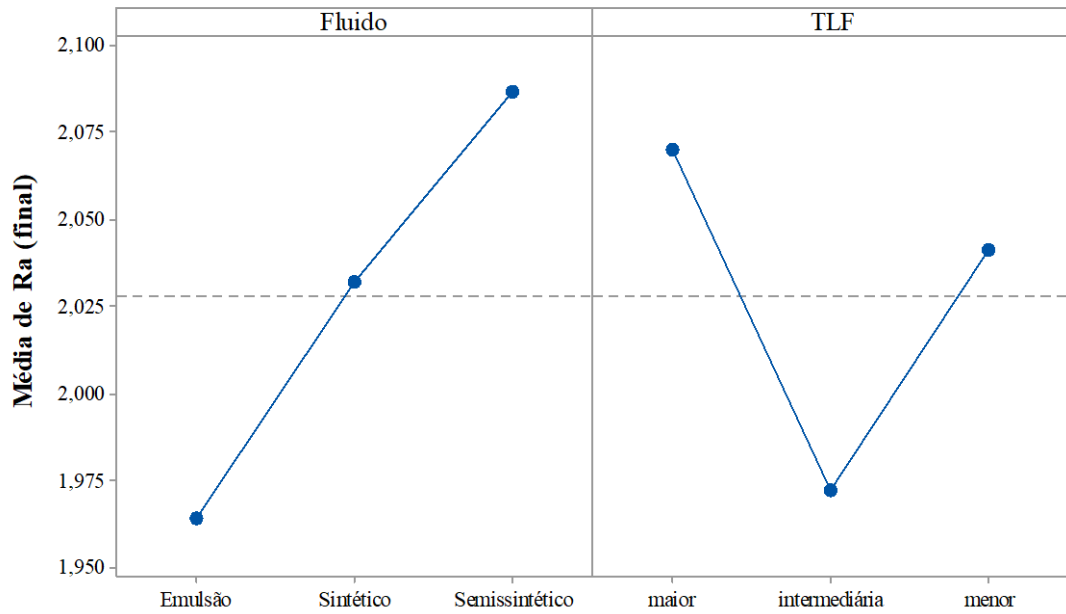


Gráfico das interações entre os fatores para Ra (final)
Médias Ajustadas

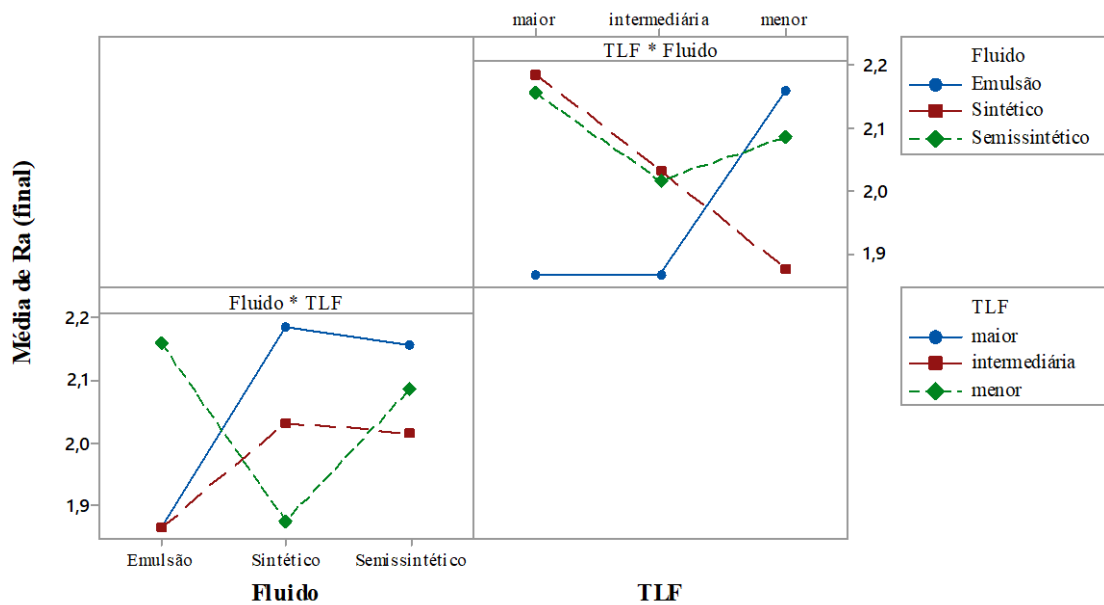


Gráfico dos efeitos principais para HV
Médias Ajustadas

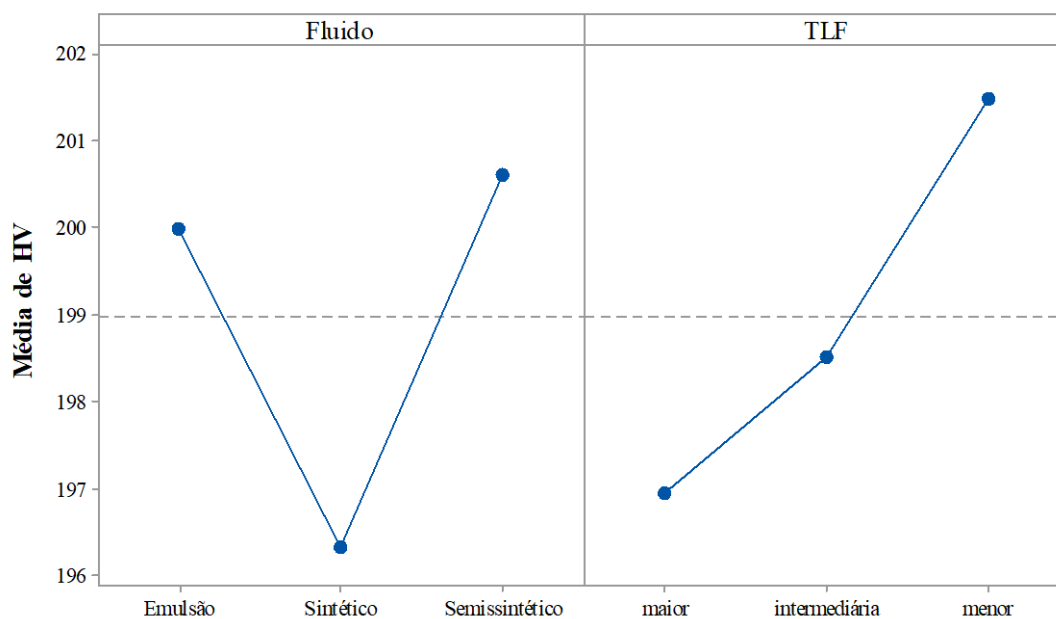


Gráfico das interações entre os fatores para HV
Médias Ajustadas

