

Universidade Estadual Paulista - UNESP
Faculdade de Engenharia de Bauru - FEB
Departamento de Engenharia Mecânica

RENAN LUIS FRAGELLI

DESENVOLVIMENTO DE UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO
INTERNAMENTE POR MEIO DE NANOREFRIGERANTE E ANÁLISE DA
APLICAÇÃO DO EFEITO ELETROHIDRODINÂMICO

BAURU
2021

RENAN LUIS FRAGELLI

**DESENVOLVIMENTO DE UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO
INTERNAMENTE POR MEIO DE NANOREFRIGERANTE E ANÁLISE DA
APLICAÇÃO DO EFEITO ELETROHIDRODINÂMICO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho", Câmpus de Bauru, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

BAURU-SP
2021

Fragelli, Renan Luis.

Desenvolvimento de um porta-ferramentas refrigerado internamente por meio de nanorefrigerante e análise da aplicação do efeito eletrohidrodinâmico / Renan Luis Fragelli, 2021
146 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Tese (Doutorado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2021

1. Refrigeração interna. 2. Nanofluidos. 3. Efeito eletrohidrodinâmico. 4. Porta-ferramentas. 5. Desgaste de ferramenta. I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA TESE DE DOUTORADO DE RENAN LUIS FRAGELLI, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA - CÂMPUS DE BAURU.

Aos 26 dias do mês de abril do ano de 2021, às 09:00 horas, por meio de Videoconferência, realizou-se a defesa de TESE DE DOUTORADO de RENAN LUIS FRAGELLI, intitulada **DESENVOLVIMENTO DE UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO INTERNAMENTE POR MEIO DE NANOREFRIGERANTE E ANÁLISE DA APLICAÇÃO DO EFEITO ELETROHIDRODINÂMICO**. 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. VICENTE LUIZ SCALON (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru - UNESP, Prof. Dr. ARTHUR ALVES FIOCCHI (Participação Virtual) do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Federal de Uberlândia, Prof. Dr. ALESSANDRO ARTURO BRUZZONE (Participação Virtual) do(a) Dipartimento di ingegneria meccanica, energetica, gestionale e dei trasporti / Università degli Studi di Genova. Após a exposição pelo doutorando 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

*Dedico esta Tese de Doutorado aos meus
queridos e tão amados pais, João e Inez.*

*Foram eles que, de fato, tornaram
todos os caminhos até aqui possíveis.*

Agradecimentos

Existem muitas formas de iniciar a escrita dos agradecimentos. Um dos poucos espaços onde tenho liberdade para escrever sem me preocupar com as regras científicas. Nessas poucas, mas sinceras palavras, as referências bibliográficas perdem espaço para os sentimentos de carinho e gratidão por tantos momentos e tantas pessoas que fizeram parte da construção desse caminho que me trouxe até aqui.

Essa Tese é dedicada aos meus pais, João Carlos Fragelli e Inez Mariotti Fragelli, e eu não poderia começar por outras pessoas. Muito além do amor de um filho pelos seus pais, eu carrego, cravado em mim, um sentimento veemente e imutável de reconhecimento por todos os esforços que vocês fizeram para oferecer a mim e aos meus irmãos as melhores condições de nos construirmos como boas pessoas e bons profissionais. Somos filhos abençoados e tudo o que conquistei e que ainda está por ser conquistado, sempre terá a marca e o reconhecimento do suor e do amor de vocês dois.

Aos meus irmãos, Angelo José Fragelli Neto e Raissa Maria Fragelli, que juntos formamos esse trio tão fantástico. Obrigado por cada momento, por toda a ajuda durante esses anos, pelo carinho, por estarem presentes, tanto nos dias de sol, quanto nos dias nublados. Nossa amizade sempre foi um ponto de apoio fundamental. Irmãos, quase todo mundo tem, mas com essa sintonia e dedicação em nos mantermos juntos é raro e lindo! E também agradeço a minha cunhada, Franciane Ormanezi, por ser tão querida e tornar nossa família ainda mais especial.

Um agradecimento muito especial ao meu orientador e amigo, professor Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez. Uma pessoa que admiro e que tenho um carinho excepcional. A principal decisão de minha vida profissional, onde decidi seguir na pós-graduação, foi tomada durante uma conversa que tivemos. Você se fez fundamental em diversos momentos de minha vida acadêmica e também pessoal. Após 12 anos como seu orientado, são inúmeros os motivos para lhe agradecer. Muito obrigado pelos conselhos, apontamentos, críticas, pelas preocupações, pela confiança e amizade. Cheguei até aqui com a sua ajuda e essa gratidão estará comigo por todos os meus dias.

Com uma família enorme, eu não conseguiria citar todos que me incentivaram, ajudaram e que torceram por esse momento. Ainda assim, fica aqui o meu mais

sincero agradecimento. De forma muito especial e com muito amor, agradeço a minha avó Zurma Guidelli Fragelli, sempre tão linda, querida e preocupada. Aos meus avôs, Angelo José Fragelli e Leônidas Marques, que já não estão em nosso plano físico, mas estão sempre em minhas lembranças. E também agradeço e dedico essa tese à minha avó Rita Soares, a pessoa que mais admirei em toda minha vida e que gostaria que pudesse estar aqui nesse momento.

Agradeço aos companheiros(as) e amigos(as) de vida acadêmica que encontrei nesses tantos anos de UNESP. Ao Arthur Fiocchi e Rubens Ingraci - duas referências para mim e que me orientaram e ajudaram por muitos anos. Também agradeço aos amigos(as) de laboratórios, Vicente Gerlin, Samuel Casarin, Anne Alcantara, Vincent Wong, Cristian Otuka, Lucas Nogueira, Fabrício Giaretta, Alexandre Petean, Eduardo Godoi, Guilherme Gonçalves e Eduardo Godinho. Conviver com vocês, nos ajudarmos e trocarmos experiências e opiniões, sempre foi uma motivação a mais para realização do doutorado.

Agradeço a Claudia Mendes, Rubem Araújo, Túlio Araújo, Jorge Gradim e Hélio Navarro pelo tempo e disposição em me ajudar em diferentes momentos do desenvolvimento dessa pesquisa. Se o nome de vocês está aqui, é porque fizeram muita diferença para mim.

Ao professor Dr. Luiz A. V. Hellmeister, pessoa que tenho muito carinho e que possibilitou o início de minha jornada científica no começo da graduação. Ao professor Dr. Vicente Scalon, por ser sempre tão prestativo e me ajudar na pesquisa. Também aos professores Dr. Cesar Foschini, Dr. Fenelon Pontes, Dr. Carlos Fonzar, Dr. Marcos Nobre, Dr. Carlos Bianchi e Dr. Gherhardt Ribatski por todas as contribuições e suporte à pesquisa.

Agradeço a todos os servidores da Faculdade de Engenharia de Bauru, da graduação e da pós-graduação, com quem mantive contato e que colaboraram para que eu chegasse até aqui. Após 12 anos na UNESP, muitos se tornaram pessoas queridas que tornavam o convívio e o dia a dia ainda melhores. Em especial, a Gleison Raphael, Marcelo Felix, Patrícia Lima, Arianne Suaiden, Cláudia Aragão e Raphael Sigolo.

Agradeço a todos(as) os(as) amigos(as) que se fizeram presentes em diferentes momentos desse ciclo. Em especial, cito alguns: amigos do dia a dia em Bauru - Gustavo Gomes, Jenyffer de Carvalho, Larissa Ribeiro, Bruno Thomazelli, João Sanchez, Anderson Bernardo e ao querido casal, Ana Carla e Breno Ottoni. Aos

grandes amigos de graduação, que se tornaram irmãos e nunca se distanciaram - João Matheus, Murillo Poletto, Guillermo Campelo e Gustavo Uessugui. A mais um irmão que a UNESP me deu e que tanto me acolheu e ajudou durante os anos de pós-graduação - Alex Ikeda. Aos amigos que fiz na Alemanha e seguem juntos, após tantos anos - Gabriel Alboy e Leandro Saito. Aos amigos de São Carlos que estiveram presentes, por mensagens e por atitudes - Luiz Henrique, Juliane Rohrer e Rafael Veroni. Aos que conheci na Argentina e nunca mais se afastaram, compartilhando as alegrias e perrengues de nossas vidas acadêmicas e pessoais – Leonardo Mendes, Rafaella Fantatto, Thaís Bizelli e Danielle Chagas.

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro (CAPES) através da bolsa de doutorado tão importante na vida dos pós-graduandos; à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) pelo auxílio à pesquisa (2018/08246-2), fundamental para a execução da mesma; ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo (IFSP), pelo apoio à minha capacitação profissional; à Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" e à Faculdade de Engenharia de Bauru.

Por fim, agradeço aos que cuidam de mim no plano espiritual. Não tenho dúvidas de que sou muito bem guardado e abençoado. Agradeço a Deus, causa primária de todas as coisas, ao meu anjo da guarda e a todos os espíritos de luz que me guiam incansavelmente em cada passo, cada momento e cada escolha de minha trajetória. Que Maria continue sempre à frente.

*‘A utopia está no horizonte. Eu sei muito bem que nunca a alcançarei,
que se eu caminhar dez passos, ela ficará dez passos mais
longe. Quanto mais eu buscar, menos a encontrarei porque ela vai se
afastando à medida que eu me aproximo’.*

*Boa pergunta, não? Para que serve a utopia?
Pois a utopia serve para isso: caminhar.*

**Fernando Birri, citado por Eduardo Galeano em
‘As Palavras Andantes’ (1994).**

Resumo

Introdução - A busca por alternativas ao uso dos fluidos de corte tem sido o foco de diversas investigações. Apesar de representarem uma solução em termos de lubrificação e refrigeração das ferramentas de corte, também podem ser responsáveis por problemas de saúde dos operadores, danos ambientais e por custos adicionais aos processos de fabricação. Sendo assim, a refrigeração indireta da ferramenta de corte surge como um método a ser considerado. **Objetivo** - Aumentar a capacidade

de resfriamento da ferramenta de corte através do desenvolvimento de um porta-ferramentas refrigerado internamente por intermédio de refrigerante/nanorefrigerante e também da aplicação do Efeito Eletrohidrodinâmico, resultando na eliminação ou redução da necessidade de utilização do fluido de corte. **Métodos** - Produção e caracterização de nanorefrigerantes (R141b/Al₂O₃) com três diferentes concentrações de nanopartículas (0,25 %, 0,50 % e 0,75 %). Foi desenvolvida uma Câmara de Aquecimento, análoga ao porta-ferramentas, para aplicação do efeito Eletrohidrodinâmico (EHD) e avaliação de sua capacidade em reduzir a temperatura da ferramenta. Também se desenvolveu um porta-ferramentas com canais internos para circulação dos nanorefrigerantes, a fim de reduzirem a temperatura e o desgaste da ferramenta de metal duro, durante os ensaios no torneamento do aço AISI 1045.

Resultados – Os nanorefrigerantes permaneceram estáveis por até 48 horas, suas viscosidades aumentaram entre 44 % e 64 % com a variação das concentrações analisadas e a condutividade térmica do nanorefrigerante de menor concentração aumentou 44 %. A aplicação do efeito EHD se mostrou positiva em todos os casos analisados, com incrementos no valor do coeficiente de transferência de calor (h) de até 19 %. Nos ensaios de usinagem, o método com refrigeração interna se mostrou superior ao corte a seco e à utilização do fluido de corte em praticamente todas as condições. Ocorreram reduções da temperatura da ferramenta entre 9,6 % e 37,1 % e incrementos entre 12,9 % e 80 % na quantidade de material removido. **Conclusão** – O sistema de refrigeração interna se mostrou viável para a redução ou eliminação da utilização dos fluidos de corte, assim como a aplicação de nanorefrigerantes e do efeito eletrohidrodinâmico podem potencializar os efeitos positivos da refrigeração interna e, conseqüentemente, aumentar a vida da ferramenta de corte.

Palavras-chave: Refrigeração interna. Nanofluidos. Efeito eletrohidrodinâmico. Porta-ferramentas. Desgaste de ferramenta.

Abstract

Introduction - The seek for alternatives to the use of cutting fluids has been the focus of several investigations around the world. Although they represent a solution in terms of lubrication and cooling of cutting tools, they can also be responsible for health risks to the workers, environmental damages and additional costs to the manufacturing processes. Thus, Internal Refrigeration appears as a method to be considered.

Objective - Developing a cutting tool cooling system that allows the cutting tool life to be similar or superior to the conventional cooling method, with cutting fluid, considering its environmental, economic and workers' health impacts. **Methods** - Production and characterization of nanorefrigerants (R141b/Al₂O₃) with three different concentrations of nanoparticles (0.25 %, 0.50 % and 0.75 %). Development of a Heating Chamber, similar to the toolholder, for the application of the Electrohydrodynamic Effect (EHD) and evaluation of its ability to reduce the temperature of the cutting tool. Development of a toolholder with internal channels for the circulation of nanorefrigerants in order to reduce the temperature and wear of the cemented carbide cutting tool during the tests on the turning of AISI 1045. **Results** - The nanorefrigerants remained stable for up to 48 hours, their viscosities increased between 44 % and 64 % in the different analyzed concentrations and the thermal conductivity of the nanorefrigerant (0.25 %) increased 44 %. The application of the EHD effect was positive in all analyzed conditions, resulting in increments up to 19 % in the value of the heat transfer coefficient (h). In the machining tests, the method with internal cooling proved to be superior to dry cutting and to the use of cutting fluid in practically all conditions. There were reductions in the tool temperature between 9.6 % and 37.1 % and increments between 12.9 % and 80 % in the amount of removed material. **Conclusion** - The internal cooling system proved to be viable for reducing or eliminating the need of using cutting fluids, as well as the application of nanorefrigerants and the electrohydrodynamic effect can potentiate the positive effects of internal cooling and, consequently, increasing the cutting tool life.

Keywords: Internal refrigeration. Nanofluids. Electrohydrodynamic effect. Toolholder. Tool wear.

Lista de Figuras

Figura 1 - Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal.....	43
Figura 2 - Distribuição típica de calor entre cavaco, ferramenta e peça.	44
Figura 3 - Representação esquemática da transferência de calor na usinagem ortogonal considerando o efeito combinado de três fontes de calor.	46
Figura 4 - Comparação do desgaste de ferramenta em diferentes condições de usinagem.....	50
Figura 5 - Diagrama de fluxo baseado no processo de remoção de material com o passo-a-passo da água.	52
Figura 6 - Efeitos do fluido de corte ao ser humano e ambiente.....	54
Figura 7 - Direção Sustentável da Produção.	55
Figura 8 - Modelo de refrigeração interna da ferramenta de corte proposto por Zerkle (1972).....	59
Figura 9 - Esquema de funcionamento do <i>Heatpipe</i>	60
Figura 10 - Modelo proposto de porta-ferramentas por Liang et al. (2011) e posição dos termopares.	60
Figura 11 - <i>Heatpipe</i> aplicado em porta-ferramentas desenvolvido por Chiou et al. (2007) e posição dos termopares.	61
Figura 12 - Modelo desenvolvido por Quan e Mai (2015). (a) porta-ferramentas com e sem <i>heatpipe</i> e (b) temperaturas máximas em diferentes condições.....	62
Figura 13 - Modelo de porta-ferramentas proposto por Wu et al. (2020).....	63
Figura 14 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Ghani (2013): (a) ferramenta de corte; (b) microcanais adaptados; (c) porta-ferramentas com microcanais e (d) montagem final do porta-ferramentas.	64
Figura 15 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Rozzi et al. (2011): (a) trocador de calor; (b) módulo inferior fixado no porta-ferramentas; (c) conjunto..	65
Figura 16 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente de Ferri et al. (2013).....	65
Figura 17 - Porta-ferramentas com canais internos de Isik et al. (2017).....	66
Figura 18 - Porta-ferramentas bipartido refrigerado internamente de Kromanis et al. (2014).....	67
Figura 19 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Murakawa e Jin (2003).....	68

Figura 20 - Modelo do primeiro porta-ferramentas refrigerado internamente e desenvolvido pelo grupo de pesquisa.....	69
Figura 21 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente desenvolvido por Vicentin et al. (2010).....	70
Figura 22 - Perfis de temperatura da ferramenta de corte no Corte a Seco e Refrigeração Interna.	71
Figura 23 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente desenvolvido por Ingraci et al. (2016): (a) detalhes internos; (b) sistema de circulação; (c) modelo real.....	72
Figura 24 - Porta-ferramentas de Bleicher et al. (2016): (a) detalhes do modelo; (b) simulação com refrigeração interna e externa.....	74
Figura 25 - Resultados da análise térmica feita por Li et al. (2017).	75
Figura 26 - Modelo de porta-ferramentas desenvolvido Shu et al. (2013).....	76
Figura 27 - Ferramenta Modular Internamente Refrigerada desenvolvido por Wu et al. (2018).	77
Figura 28 - Documentos disponíveis sobre nanofluidos.....	82
Figura 29 - Documentos disponíveis sobre nanorefrigerante.....	84
Figura 30 - Coeficiente de transferência de calor (h) do nanofluido $Al_2O_3/R141b$: (a) $120\text{ kg/m}^2\text{s}$; (b) $330\text{ kg/m}^2\text{s}$	85
Figura 31 - Influência do surfactante Span-80 no coeficiente de transferência de calor.	86
Figura 32 - Demonstração das medidas para Diâmetro Hidrodinâmico (DH) e Potencial Zeta obtidas em um aparelho DLS para partículas esféricas.....	87
Figura 33 - Estabilidade do nanorefrigerante $TiO_2-R141b$: (a) Evolução do diâmetro hidrodinâmico com o tempo; (b) Potencial Zeta para diferentes tipos de surfactantes e concentrações.	88
Figura 34 - Estabilidade dos nanofluidos: (a) Nanorefrigerantes de $Al_2O_3-R141b$ em diferentes concentrações volumétricas após 12h de sua produção; (b) Potencial Zeta para os nanofluidos em diferentes concentrações.....	89
Figura 35 - Tipos de sedimentação nos nanofluidos.....	90
Figura 36 - Influência do campo elétrico: a) Condutor em campo eletrostático externo. b) Campo elétrico nulo após o processo transicional.....	98
Figura 37 - Desempenho térmico sob efeito de um campo de 20 kV e concentração de 2,5 vol %.....	104

Figura 38 - Modelo proposto de porta-ferramentas refrigerado internamente: (a) Vista isométrica; (b) componentes.	106
Figura 39 - Visualização em detalhes da câmara de transferência térmica: (a) vista lateral; (b) detalhe da vista lateral; (c) vista frontal.....	107
Figura 40 - Interface de prata do porta-ferramentas: (a) Fixada no corpo do porta-ferramentas; (b) Fixada no corpo do porta-ferramentas e com a ferramenta de corte posiciona em cima dela; (c) detalhes da interface.....	108
Figura 41 - Aplicação da Força de Corte (F_c) na ponta da ferramenta.....	110
Figura 42 - Tensão de Von Mises equivalente (kgf/mm^2) do aço AISI 1045 sem tratamento térmico e com aplicação de uma força de 1 000 N.	110
Figura 43 - Tensão de Von Mises equivalente (kgf/mm^2) para todos os materiais considerados na produção do porta-ferramentas: (a) AISI 1045 trefilado a frio; (b) AISI 1045 temperado e revenido; (c) AISI 4340 recozido; (d) AISI 4340 temperado e Revenido; (e) AISI 4140 normalizado; (f) AISI 4140 temperado e revenido.	112
Figura 44 - Processo de fabricação do corpo do porta-ferramentas.....	113
Figura 45 - Porta-ferramentas parcialmente montado.	113
Figura 46 - Modelo 3D da interface de prata.	114
Figura 47 - Impressão 3D do modelo da Interface de Prata I: (a) Impressão em execução; (b) modelo impresso.	115
Figura 48 - Sequência para produção da Interface de Prata I.	115
Figura 49 - Processo de ajustagem da Interface de Prata I.....	116
Figura 50 - Interface de Prata I escaneada em 3D.	117
Figura 51 - Região usinada do bolsão.	117
Figura 52 - Fixação da interface de prata no bolsão.....	118
Figura 53 - Porta-ferramentas montado.....	118
Figura 54 - Conjunto similar ao porta-ferramentas: (a) Câmara de aquecimento; (b) Esbarros e ferramenta de corte.	119
Figura 55 – Detalhes da Interface de prata II: (a) chapa de prata e câmara; (b) chapa e pino soldado; (c) interface de prata finalizada; (d) câmara de aquecimento.	120
Figura 56 - Câmara de aquecimento: (a) detalhe da interface de prata; (b) conjunto montado.....	121
Figura 57 - Representação da câmara de aquecimento.	121

Figura 58 - Chapas para aplicação do Campo Elétrico: (a) Chapas inox; (b) material (PEBD) utilizado para revestir as chapas; (c) Chapas revestidas; (d) Chapas finalizadas com revestimento.....	122
Figura 59 - Placas para aplicação do efeito eletrohidrodinâmico.	123
Figura 60 - Bancada de ensaios para medição do campo elétrico.....	124
Figura 61 - Aparato experimental: (a) mesa de coordenadas; (b) Câmara de aquecimento e ponta de prova.	124
Figura 62 - Pontos de medição do campo elétrico: (a) Identificação dos pontos de medição; (b) modelo real.	125
Figura 63 - Controlador de potência do sistema de aquecimento.	126
Figura 64 - Resistência tipo cartucho e cilindro de cobre.....	127
Figura 65 - Isolamento térmico: (a) lã de vidro; (b) Resistência envelopada.....	127
Figura 66 - Sistema de circulação: (a) Reservatório; (b) Condensador.....	128
Figura 67 - Câmara de aquecimento e demais componentes.....	129
Figura 68 - Bancada de ensaios completa.	130
Figura 69 - Sistema de circulação para os ensaios de usinagem.	131
Figura 70 - Esbarro I da ferramenta de corte e detalhes.....	132
Figura 71 - Pontos de registro da temperatura no porta-ferramentas.	132
Figura 72 - Esbarro II para ensaios na câmara de aquecimento.....	133
Figura 73 - Pontos de registro da temperatura na câmara de aquecimento.....	134
Figura 74 - Amostras de nanopartículas para os ensaios na câmara de aquecimento.	136
Figura 75 - Agitador Ultrassônico.....	137
Figura 76 - Torno CNC Romi Centur 30D e sistema de circulação.....	138
Figura 77 - (a) Componentes vulneráveis a ação do dos cavacos e (b) proteção.	139
Figura 78 - Corpos de prova: (a) Contínuo; (b) Segmentado.....	140
Figura 79 - Divisão da Interface de Prata I.....	143
Figura 80 - Regiões em que a aleta foi dividida.	148
Figura 81 – Parte 1 e Parte 2 da Interface de Prata I.....	150
Figura 82 - Divisões da Interface de Prata I.....	152
Figura 83 - Fluxograma do cálculo de incertezas.....	153
Figura 84 - Suporte para análise em microscópio da ferramenta de corte...	155

Figura 85 - Temperaturas atingidas pelo sistema de aquecimento para diferentes potências aplicadas.	157
Figura 86 - Perfil de aquecimento da resistência cartucho.	158
Figura 87 - Estabilidade dos nanofluidos produzidos.	163
Figura 88 - Viscosidade absoluta experimental e teórica a 18 °C.....	166
Figura 89 - Viscosidade absoluta dos nanorefrigerantes em diferentes temperaturas.	166
Figura 90 - Condutividade térmica teóricas e experimentais para a temperatura de 15°C.	167
Figura 91 - Valores experimentais médios do campo elétrico.	170
Figura 92 - Temperaturas médias registradas nos ensaios na câmara de aquecimento.....	171
Figura 93 - Temperaturas da interface de prata e do fluido circulante.....	172
Figura 94 - Coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para as propostas I, II e III consideradas nos ensaios na Câmara de Aquecimento.	173
Figura 95 - Volume de material removido (cm ³) para cada condição experimental.....	175
Figura 96 - Força de Corte Média para todas as condições experimentais.	177
Figura 97 - Temperaturas médias T1, T2 e T3 da ferramenta de corte nas condições de usinagem (a) contínua e (b) intermitente.....	179
Figura 98 - Ferramentas de corte ao final dos ensaios para as condições 1a, 1b, 2a, 2b, 1f e 2f.	180
Figura 99 - Temperaturas registradas pelo termopar T1 na condição 4 para as condições 4a (CS), 4b (AB) e 4f (RI 0,75 %).	182
Figura 100 - Ferramentas de corte ao final dos ensaios para as condições 3b, 4b e 3f.	183
Figura 101 - Desgaste entre ponta e aresta secundária de corte para o corte intermitente.....	185
Figura 102 - Rugosidade Média Ra das condições experimentais.	186
Figura 103 - Desgaste de cratera ao final dos experimentos.....	187
Figura 104 - Influência dos parâmetros, perfil da peça e método de refrigeração na vida da ferramenta de corte.....	188
Figura 105 - Força de Corte (F_c) e Força de Usinagem (F_u) para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.	190

Figura 106 - Temperaturas (T1, T2 e T3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.	191
Figura 107 - Comparação entre as condições 1d, 1f e 1b nos passes 6 e 7.	193
Figura 108 - Ferramentas de corte: ocorrência de fenda e entalhe nas condições 1a, 1b, 1d, 1e e 1f.	194
Figura 109 - Ocorrência do fenômeno <i>attrition</i> e progressão do desgaste na condição 1f (RI 0,75 %)	195
Figura 110 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.	195
Figura 111 - Rugosidade (Ra) para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.	196
Figura 112 - Força de Corte (Fc) e Força de Usinagem (Fu) para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.	197
Figura 113 - Temperaturas T1, T2 e T3 registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.	198
Figura 114 - Formação da APC na condição 2b (AB)	199
Figura 115 - Material aderido na superfície de saída das ferramentas de corte da Condição 2.	200
Figura 116 - Ponta das ferramentas de corte ao final dos ensaios de todos os métodos de refrigeração da Condição 2.	201
Figura 117 - Superfície de saída das ferramentas nas condições 2c (RI), 2d (RI 0,25 %), 2e (RI 0,50 %) e 2f (RI 0,75 %).	201
Figura 118 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.	202
Figura 119 - Rugosidade Ra para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.	203
Figura 120 - Relação entre Rugosidade Ra, volume de material removido e aspecto da superfície de saída das condições 1a, 1b e 1f.	205
Figura 121 - Relação entre VBB e Volume total de material removido para todas as condições experimentais.	206
Figura 122 - Força de Corte (Fc) e Força de Usinagem (Fu) para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.	208
Figura 123 - Temperaturas (T1, T2 e T3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.	209

Figura 124 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.	210
Figura 125 - Evolução do desgaste da ferramenta na condição 3b (AB).....	211
Figura 126 - Detalhe no desgaste da ferramenta de corte para da condição 3b (AB) na execução que removeu menor quantidade de material.....	212
Figura 127 - Ferramenta de corte para a condição 3a (CS).	213
Figura 128 - Ferramenta de corte para a condição 3f (RA 0,75 %).	213
Figura 129 - Último passe das condições 3 com o método RI.....	214
Figura 130 - Força de Corte (F_c) e Força de Usinagem (F_u) para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.	215
Figura 131 - Temperaturas (T_1 , T_2 e T_3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.....	216
Figura 132 - Condição das pontas no último passe para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.	218
Figura 133 - Formação de APC na condição 4a (CS).	218
Figura 134 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.	220
Figura 135 - Rugosidade R_a para para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.	220
Figura 136 - Rugosidade R_a para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.	220
Figura 137 - Calor (Q_F) direcionado para a ferramenta de corte.....	222
Figura 138 - Coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para as diferentes propostas consideradas nos ensaios de usinagem.	223
Figura 139 - Coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para a Proposta III (aproximação discreta).....	224

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Distribuição e energia de usinagem.....	44
Tabela 2 - Trabalhos envolvendo <i>heatpipe</i> e refrigeração interna.	78
Tabela 3 - Condutividade térmica de diversos materiais.	81
Tabela 4 - Modelos Teóricos para cálculo da viscosidade.....	96
Tabela 5 - Propriedades dos materiais considerados para o corpo do porta-ferramentas.	109
Tabela 6 - Massas de nanopartículas e de R141b para os ensaios.	137
Tabela 7 - Dados utilizados nos modelos teóricos para o cálculo da condutividade térmica.	141
Tabela 8 - Dados do fluido padrão para calibração do viscosímetro.	142
Tabela 9 - Características da Parte 2 (superfície estendida) da Interface de Prata II.....	148
Tabela 10 - Temperaturas para cálculo da eficiência na Proposta III	149
Tabela 11 - Características da Parte 2 (superfície estendida) da Interface de Prata I.....	151
Tabela 12 - Temperaturas para cálculo da eficiência na Proposta III da Interface de Prata I.....	152
Tabela 13 - Incertezas experimentais.....	154
Tabela 14 - Temperaturas médias da resistência e das superfícies da ferramenta de corte para diferentes potências aplicadas.....	158
Tabela 15 - Condições finais para os ensaios na câmara de aquecimento. .	159
Tabela 16 - Ensaios preliminares e comportamentos.....	160
Tabela 17 - Condições definitivas de corte.....	162
Tabela 18 - Intensidade do campo elétrico na câmara de aquecimento (H ₂ O e tensão de 1 kV).	169
Tabela 19 - Intensidade do campo elétrico na câmara de aquecimento (R141b e tensão de 4 kV).	169
Tabela 20 - Causas do fim de vida das ferramentas de corte.....	176
Tabela 21 - Valores estimados da quantidade de calor Q_F (w) direcionada à ferramenta de corte considerando dois métodos (Shaw, 2005; Sata e Takeuchi, 1981) e a diferença entre eles.....	222

Lista de Abreviaturas e Siglas

AB	Refrigeração abundante
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AC	<i>Alternating current</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
APC	Aresta Postiça de Corte
CADEP	Centro Avançado de Desenvolvimento de Produtos
CFC	Clorofluorcarboneto
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CNT	Nanotubos de Carbono
COP	Coeficiente de Performance
CS	Corte a Seco
CTAB	<i>Cetyltrimethylammonium bromide</i>
ddp	Diferença de potencial
DH	Diâmetro hidrodinâmico
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
EHD	Eletrohidrodinâmico
FAPESP	Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo
GWP	<i>Global Warming Potential</i>
HCFC	Hidroclorofluorcarboneto
ICS	Internal cooling system
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IV	Instrumento virtual
LATUS	Laboratório de Tecnologia da Usinagem
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificação
MWCNT	<i>Multiwall carbon nanotube</i>
NCE	Núcleo de Cálculos Especiais
NDM	<i>Near dry machining</i>
ONU	Organização das Nações Unidas
PEAD	Polietileno de Alta Densidade
PEBD	Polietileno de Baixa Densidade
RCRA	<i>Resource Conservation and Recovery Act</i>

RI	Refrigeração interna
RI	Refrigeração interna - nanorefrigerante com 0,25 % de fração mássica.
0,25 %	
RI	Refrigeração interna - nanorefrigerante com 0,50 % de fração mássica.
0,50 %	
RI	Refrigeração interna - nanorefrigerante com 0,75 % de fração mássica.
0,75 %	
SDBS	<i>Sodium dodecylbenzenesulfonate</i>
SDO	Substâncias que Destroem a Camada de Ozônio

Lista de Símbolos

Símbolos		Unidade
A	Área	m ²
Ag	Prata	
Al	Alumínio	
Al ₂ O ₃	Alumina	
AlN	Nitreto de alumínio	
ap	Profundidade de corte	mm
Au	Ouro	
b	Largura do cavaco	mm
Cl	Cloro	
CO ₂	Dióxido de carbono	
Cu	Cobre	
CuO	Óxido de cobre	
d _{np}	Diâmetro da nanopartícula	nm
E	Campo elétrico	V/m
E	Módulo de elasticidade	GPa
f	Avanço de corte	mm/rev
F _c	Força de corte	N
F _{cav}	Força do cavaco	N
Fe ₂ O ₃	Hematita	
Fe ₃ O ₄	Magnetita	
F _{fr}	Força de cisalhamento total	N
F _s	Força de avanço	N
G	Módulo de cisalhamento	GPa
h	Coeficiente de transferência de calor	W/m ² K
h	Espessura da nanocamada	nm
h	Espessura do cavaco	mm
H ₂ O _(D)	Água deionizada	
k	Condutividade térmica	W/mK
K _F	Distância da frente da cratera	mm
k _{fb}	Condutividade térmica do fluido base	W/mK

k_{lr}	Condutividade térmica da nanocamada	W/mK
k_{nf}	Condutividade térmica do nanofluido	W/mK
k_{np}	Condutividade térmica da nanopartícula	W/mK
k_{pe}	Condutividade térmica equivalente	W/mK
K_T	Desgaste de cratera	m
L	Comprimento total da aleta	m
L_c	Comprimento corrigido da aleta	m
LRT	Limite de resistência a tração	MPa
m	Parâmetro da aleta	
NL_2	Nitrogênio líquido	
$\emptyset$	Ângulo de cisalhamento primário	°
P	Perímetro da aleta	m
P_b	Chumbo	
PLA	Ácido polilático	
q	Densidade de carga	C/m
q	Taxa de calor	W
Q_s	Geração de calor	W
r	Raio da nanopartícula	nm
R_c	Grau de recalque	
R_{eq}	Resistência térmica equivalente	K/W
S	Enxofre	
SiC	Carbeto de silício	
SiO_2	Dióxido de silício	
T	Energia superficial do elemento	
T_∞	Temperatura do meio	°C
T_b	Temperatura da base da aleta	°C
TiO_2	Óxido de titânio	
ν	Coeficiente de poisson	
VB_B	Desgaste de flanco médio	mm
$VB_{Bmáx}$	Desgaste de flanco máximo	mm
V_c	Velocidade de corte	m/min
V_{cav}	Velocidade do cavaco	m/min
V_f	Velocidade de avanço	mm/min

W_c	Consumo de energia	W
γ	Ângulo de saída	°
ΔT	Variação de temperatura	°C
ε	Permissividade	
η	Eficiência da aleta	
θ	Temperatura em excesso em um determinado ponto da aleta	°C
θ_b	Temperatura em excesso na base da aleta	°C
λ_h	Inverso do grau de recalque	
μ_f	Viscosidade do fluido base	mPa·s
μ_{nf}	Viscosidade do nanofluido	mPa·s
ρ	Densidade	kg/m ³
σ_e	Limite de escoamento	MPa
τ	Tensão de cisalhamento	MPa
Φ	Concentração volumétrica	
ψ	Fator empírico de forma	
ω_R	Incerteza final	

Sumário

CAPÍTULO I	Introdução	37
CAPÍTULO II	Revisão Bibliográfica.....	41
2.1.	Usinagem dos materiais.....	41
2.1.1.	Energia no processo de usinagem	42
2.1.2.	Estimativa da geração de calor na usinagem de metais.....	45
2.1.3.	Influência da temperatura na vida da ferramenta	47
2.1.4.	Utilização de fluidos de corte e seus impactos	51
2.1.5.	Corte a seco	56
2.1.6.	Refrigeração interna e similares	59
2.2.	Nanofluidos	81
2.2.1.	Nanorefrigerantes	82
2.2.2.	Protocolo de Montreal.....	92
2.2.3.	Modelos teóricos para cálculo da condutividade térmica efetiva de nanofluido	93
2.2.4.	Modelos teóricos para o cálculo da viscosidade.....	96
2.3.	Campo elétrico e o Efeito Eletrohidrodinâmico (EHD)	96
2.3.1.	Campo elétrico.....	97
2.3.2.	Campo eletrostático em condutores e dielétricos	97
2.3.3.	Efeito Eletrohidrodinâmico	99
CAPÍTULO III	Materiais e Métodos	105
3.1.	Desenvolvimento e construção do porta-ferramentas.....	105
3.1.1.	Desenvolvimento e produção	106
3.1.2.	Interface de Prata I – Porta-ferramentas	114
3.2.	Desenvolvimento e construção da câmara de aquecimento para aplicação do efeito EHD	119
3.2.1.	Câmara de aquecimento e seus componentes	119

3.2.2.	Sistema de aplicação do campo elétrico	122
3.2.3.	Sistemas de aquecimento e controle de potência fornecida ...	126
3.3.	Sistema de circulação e resfriamento do fluido	127
3.4.	Sistema de monitoramento dos esforços de corte e temperaturas	131
3.4.1.	Termopares e dinamômetro para os ensaios no Torno CNC..	131
3.4.2.	Termopares para os ensaios na câmara de aquecimento	133
3.4.3.	Sistema de aquisição de dados	134
3.5.	Nanopartículas, fluidos e a produção dos nanofluidos	134
3.6.	Máquina ferramenta, corpos de prova e ferramentas de corte.	138
3.7.	Métodos de análise dos resultados	141
3.7.1.	Medição e modelos teóricos para cálculo da condutividade térmica efetiva de nanofluidos	141
3.7.2.	Medição e modelos teóricos para o cálculo da viscosidade dos nanofluidos.....	142
3.7.3.	Métodos para estimativa do coeficiente de transferência de calor por convecção para a Câmara de Aquecimento	143
3.7.4.	Métodos para estimativa do coeficiente de transferência de calor por convecção para o Porta-ferramentas Refrigerado Internamente	149
3.7.5.	Método para análise das incertezas.....	152
3.7.6.	Análise do desgaste da ferramenta.....	154
3.7.7.	Análise da Rugosidade Superficial (Ra).....	155
3.8.	Análise Estatística	156
3.9.	Ensaio preliminares e finais	156
3.9.1.	Ensaio preliminares e finais para a câmara de aquecimento	156
3.9.2.	Ensaio preliminares e finais de usinagem	159
CAPÍTULO IV	Resultados e Discussões	163
4.1.	Caracterização dos nanofluidos	163
4.1.1.	Estabilidade dos nanofluidos.....	163

4.1.2.	Viscosidade dos nanofluidos	164
4.1.3.	Condutividade térmica dos nanofluidos	167
4.2.	Câmara de Aquecimento.....	168
4.2.1.	Intensidade do campo elétrico	168
4.2.2.	Temperaturas e coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para a Câmara de Aquecimento.....	170
4.3.	Porta-ferramentas Refrigerado Internamente.....	174
4.3.1.	Análise das condições 1 e 2 – corte contínuo	189
4.3.2.	Análise das condições 3 e 4 – corte intermitente.....	205
4.3.3.	Geração de calor e coeficiente de transferência de calor (h) para os ensaios no Torno CNC	221
CAPÍTULO V Conclusões		226
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....		229
APÊNDICE.....		245
APÊNDICE A – Interface do MATLAB: Parâmetro m (câmara de aquecimento).....		245
APÊNDICE B – Interface do MATLAB: Parâmetro m e T_b (ensaios no torno CNC).....		249
APÊNDICE C – Análise de variância para os valores médios registrados nos ensaios em função dos parâmetros de corte, perfil do corpo de prova e método de refrigeração.....		257
ANEXO		287
ANEXO A – Comprovante de depósito de patente		287

CAPÍTULO I

Introdução

Um dos grandes desafios dos processos de usinagem é a manutenção da temperatura na região de corte. Quando não existe um controle adequado da temperatura nessa região por meio de fluidos de corte ou sistemas de refrigeração, o controle da mesma passa a depender de uma correlação entre o tipo de material usinado, os parâmetros de corte adotados e das propriedades da ferramenta de corte para que a mesma suporte as condições de elevadas temperaturas e atrito com a peça a ser usinada.

Nesse sentido, a utilização de fluidos de corte representa uma grande solução em termos de lubrificação e refrigeração da ferramenta de corte, que ocorre quando esta entra em contato com a peça a ser usinada, resultando no prolongamento de sua vida.

Apesar de contribuir com o aumento da vida das ferramentas, a utilização de fluidos de corte pode resultar em problemas de saúde dos operadores, danos ambientais e ainda implicam custos adicionais devido a tratamento e descarte adequado dos resíduos do processo de usinagem. Esses fatores contribuíram para o surgimento de alternativas como: usinagem a seco, mínima quantidade de lubrificação (MQL), refrigeração criogênica e, mais recentemente, refrigeração interna do porta-ferramentas.

Adotando a refrigeração interna do porta-ferramentas como uma solução em potencial para a eliminação/redução da utilização de fluido de corte, um primeiro modelo desse tipo de porta-ferramentas foi desenvolvido por Jeffries (1970), em que água circulava internamente e mudava de fase na região interior à cunha de corte. Após algumas décadas, foram desenvolvidos modelos mais elaborados, como o da Create Incorporate (2011), onde nitrogênio líquido (NL_2) circulava por microcanais e, após trocar calor com a ferramenta de corte, era liberado para o ambiente. Alguns autores como Chiou et al. (2007), Al-Odat (2010) e Liang et al. (2011) desenvolveram trabalhos em que os sistemas de refrigeração utilizavam um tubo de calor, conhecido

também como *heatpipe*, para extrair calor da ferramenta. Todos os trabalhos obtiveram resultados positivos na diminuição da temperatura da ferramenta.

Autores como Shu et al. (2012, 2013), Ghani (2013) e Isik et al. (2017) desenvolveram sistemas fechados de circulação em porta-ferramentas, onde o fluido não é liberado para o ambiente. Ingraci (2014) desenvolveu um porta-ferramentas que, para incrementar a capacidade de transferência térmica, adotou uma interface de prata entre fluido e ferramenta, assim como a utilização do fluido R141-b que mudava de fase durante o resfriamento da ferramenta. Este trabalho representou um avanço com seus resultados promissores, porém, ainda não totalmente satisfatórios a ponto de permitir a total eliminação da utilização de fluidos de corte.

Em busca de otimizar a capacidade de refrigeração de fluidos, nos últimos 15 anos, estudos sobre produção e características de nanofluidos tem-se intensificado. Estes podem ser entendidos como suspensões coloidais de partículas de dimensões nanométricas em um fluido base, resultando na alteração de algumas de suas propriedades, como a condutividade térmica. Isso se deve ao fato de as nanopartículas apresentarem valores de condutividade térmica muito maiores que a dos respectivos fluidos base. Sendo assim, os nanofluidos possuem um grande potencial de transferência térmica.

Alguns efeitos também são explorados nos nanofluidos a fim de potencializar ainda mais a ação das nanopartículas no processo de transferência térmica. Um desses efeitos é o Efeito Eletrohidrodinâmico, estudado por diversos autores (ASADZADEH et al., 2011; HERIS et al., 2014; SAVINYKH et al., 1981), que nada mais é do que a aplicação de um campo elétrico na região de transferência térmica.

Sendo assim, a motivação dessa pesquisa surge através da identificação do potencial que a ação combinada de nanofluidos e do efeito eletrohidrodinâmico no porta-ferramentas refrigerado internamente podem ter na diminuição da temperatura da ferramenta de corte, reduzindo ou eliminando a utilização dos fluidos de corte e, conseqüentemente, atenuando os problemas causados pelo mesmo.

Por esse motivo, este trabalho tem como objetivo a redução da temperatura da ferramenta de corte através do desenvolvimento de um porta-ferramentas que é refrigerado internamente por meio da circulação de um refrigerante/nanorefrigerante e também da aplicação do Efeito Eletrohidrodinâmico. Como consequência, espera-se eliminar ou reduzir a necessidade de utilização do fluido de corte.

Alguns objetivos específicos foram definidos:

- Produção e caracterização dos nanorefrigerantes de Al_2O_3 em 3 diferentes concentrações;
- Desenvolvimento e validação de um porta-ferramentas por meio da análise do desgaste das ferramentas de corte e temperaturas envolvidas no processo;
- Desenvolvimento de uma Câmara de Aquecimento, com geometria similar à do porta-ferramentas, para validar a utilização dos nanorefrigerantes e aplicação do efeito EHD.

Destaca-se que o ineditismo desta pesquisa se deve tanto ao desenvolvimento de um novo modelo de porta-ferramentas, assim como da utilização de nanorefrigerantes circulando internamente e a aplicação do efeito eletrohidrodinâmico, sendo que essas duas últimas nunca foram utilizadas com o propósito de redução da temperatura da ferramenta de corte.

Esta tese se divide em capítulos e subcapítulos que tratam dos seguintes assuntos:

No capítulo II, uma revisão bibliográfica é apresentada, sendo que para a correlação de todos os assuntos a serem tratados, eles são discutidos na seguinte sequência: (i) Usinagem dos materiais; (ii) Nanofluidos; e (iii) Campo elétrico e Efeito Eletrohidrodinâmico.

No capítulo III é apresentada a metodologia do (i) desenvolvimento e produção do porta-ferramentas; (ii) desenvolvimento e produção da câmara de aquecimento; (iii) sistema de circulação e resfriamento do fluido; (iv) sistemas para registros dos esforços de corte e temperaturas; (v) produção dos nanofluidos; (vi) máquinas e corpos de prova utilizados; (vii) métodos de análises dos resultados; (viii) análise estatística e, por fim, (ix) a definição dos ensaios finais.

No capítulo IV são apresentados os resultados e discussões de todos os experimentos realizados, correlacionando com pesquisas anteriores e validando o novo modelo de porta-ferramentas e aplicação do Efeito Eletrohidrodinâmico.

Por fim, no capítulo V é apresentada a conclusão desta tese de doutorado, assim como sugestões de trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

Revisão Bibliográfica

Esta revisão bibliográfica tem por objetivo discutir, primeiramente, as questões fundamentais da usinagem dos materiais referentes à geração de energia no processo de usinagem, os mecanismos e tipos de desgaste da ferramenta, assim como a relação da temperatura e vida da ferramenta. O uso de fluidos de corte e seus desafios relacionados à saúde do operador e meio ambiente. Também será dada atenção aos nanofluidos e vantagens inerentes à sua aplicação em sistemas de transferência térmica. Em seguida, o efeito eletrohidrodinâmico é discutido de forma a apresentar seu conceito, formas de atuação e suas aplicações em regiões de transferência de calor, com ou sem o uso de nanofluidos.

2.1. Usinagem dos materiais

A usinagem dos materiais ainda não é completamente entendida por ser um processo de sua natureza não-linear e da complexa relação entre os campos de temperatura e deformação. A usinagem pode estar associada a altas temperaturas na interface cavaco-ferramenta que, conseqüentemente, afeta intensamente a precisão do processo de usinagem. A deformação fica concentrada em uma região extremamente pequena e as altas temperaturas afetam tanto a ferramenta quanto a peça de trabalho (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006).

As altas temperaturas de corte influenciam no desgaste e na vida da ferramenta de corte, na integridade superficial da peça, nos mecanismos de formação do cavaco e contribuem para a dilatação térmica da ferramenta de corte que é considerada, dentre outras, a maior fonte de erros no processo de usinagem (TAKEUCHI; SAKAMOTO; SATA, 1982).

Como consequência do aumento da temperatura na zona de cisalhamento primário, o material torna-se mais dúctil, reduzindo as forças e a energia necessária para causar o cisalhamento do material a ser removido. A temperatura também altera as condições de atrito na interface cavaco-ferramenta que, por sua vez, afetam a forma e a localização das zonas de cisalhamento primária e secundária, distribuição

de calor e a difusão de material entre ferramenta e cavaco (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006).

2.1.1. Energia no processo de usinagem

A temperatura no processo de usinagem possui uma influência muito grande no processo de formação do cavaco, na integridade superficial e na vida da ferramenta. Dessa forma, torna-se fundamental o entendimento dos processos que envolvem a geração de calor na usinagem. É importante destacar que o termo “geração de calor” na usinagem se refere à transformação da maior parte da potência consumida na usinagem dos metais em calor.

No processo de usinagem, a ferramenta realiza a operação de corte ao superar a tensão de cisalhamento do material usinado. Esta ação gera uma grande quantidade de calor que resulta na deformação termomecânica localizada nas zonas de cisalhamento. As temperaturas na zona de corte afetam consideravelmente a relação tensão-deformação, a fratura do material e o escoamento do material usinado (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006). Sendo assim, de acordo com Shaw (2005), pode-se conectar a temperatura de corte com os esforços, velocidades, avanço e profundidade de corte, características do material usinado. Também existe relação com o material, desgaste e vida da ferramenta de corte.

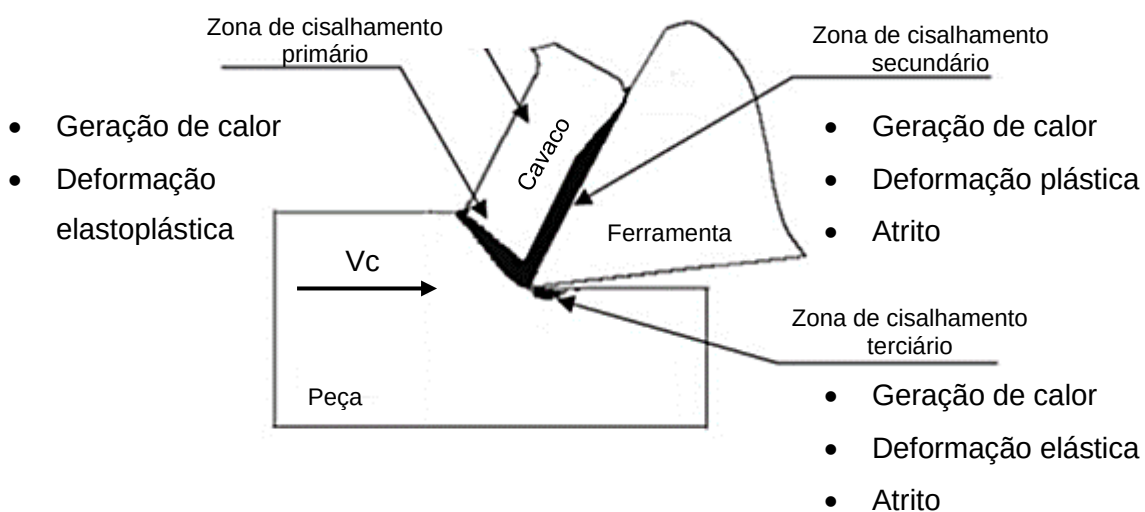
De acordo com Da Silva e Wallbank (1999), aproximadamente todo o trabalho realizado na operação de corte é convertido em calor. Isto acontece porque existem forças de atrito a serem superadas. O trabalho total realizado pode ser dividido em três parcelas: (i) trabalho para cisalhar o material a fim de formar o cavaco e a nova superfície; (ii) trabalho para mover o cavaco pela superfície de saída da ferramenta; e (iii) trabalho necessário para mover a nova superfície usinada pelas superfícies de folga da ferramenta. O trabalho realizado para cortar o material e formar o cavaco envolve a dissipação de calor oriundo do cisalhamento interno, enquanto que para as outras duas parcelas esse trabalho é resultado do atrito entre ferramenta/cavaco e ferramenta/peça, sendo que, nesses casos, o cisalhamento interno em decorrência da adesão entre as superfícies também pode ocorrer.

Em trabalho realizado por Costa (2014), se analisou a usinagem de dois tipos de materiais (ABNT 1214 e ABNT 13L14) e suas características. Nesse caso, o autor

concluiu que para os dois materiais, a força de corte era influenciada principalmente pela profundidade de corte (ap) e o avanço (f), nesta sequência. Esses parâmetros possuem importância no trabalho realizado durante a formação do cavaco, conforme já citado no parágrafo anterior.

Ainda em concordância com Abukhshim et al. (2006), as principais regiões onde o calor é gerado durante o corte ortogonal no processo de usinagem são apresentadas na Figura 1. Calor é gerado na zona de cisalhamento primário devido a deformação plástica que acontece no plano de cisalhamento. Esse aquecimento resulta em elevadas temperaturas que tornam o material mais dúctil e permitem uma maior deformação. Também há a geração de calor na zona secundária de corte devido ao cisalhamento interno do cavaco e passagem pela zona de escorregamento na interface cavaco-ferramenta. Por fim, calor também é gerado na zona de cisalhamento terciário, na interface peça-ferramenta, devido ao trabalho realizado para superar o atrito que ocorre entre as arestas de corte e superfície de folga com a superfície recém usinada da peça. A geração de calor e as temperaturas nas zonas de cisalhamento primária e secundária são extremamente dependentes das condições de usinagem, enquanto a geração de calor na zona terciária é influenciada pelo desgaste de flanco da ferramenta, raio de arredondamento da aresta, ângulo de folga e revestimento.

Figura 1 - Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal.

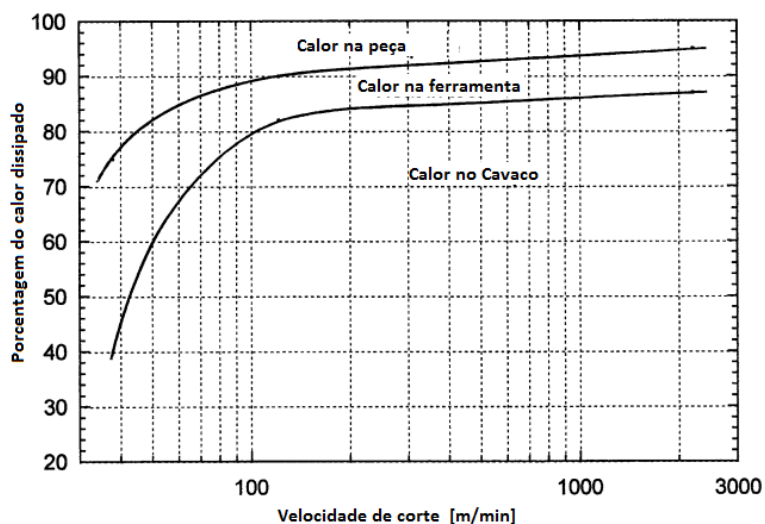


Fonte: adaptado de Abukhshim et al. (2006).

Na Figura 2 é apresentada uma típica distribuição de calor entre a ferramenta, peça e cavaco com o aumento da velocidade de corte. Os autores Schmidt e Roubik

(1949) apresentaram de forma quantitativa que cerca de 70 % a 80 % do calor gerado no processo é levado pelo cavaco, 10 % se direciona à peça e o restante para a ferramenta. Considerando que a peça usinada, normalmente, possui uma massa maior que a ferramenta, seu aumento de temperatura será reduzido, enquanto que a ferramenta de corte, além de menor, ainda terá essa energia térmica concentrada em uma pequena região próxima à ponta de corte (KOMANDURI e HOU, 2001).

Figura 2 - Distribuição típica de calor entre cavaco, ferramenta e peça.



Fonte: adaptado de Schmidt e Roubik (1949).

Apesar do trabalho citado no parágrafo anterior, de acordo com uma extensa pesquisa literária realizada por Fleischer et al. (2007), não é possível definir uma quantidade de energia exata que se distribui entre peça, cavaco e ferramenta durante o processo de usinagem. Essas quantidades variam muito e dependem do processo de usinagem e dos parâmetros adotados. São apresentadas na Tabela 1 as faixas de distribuição encontradas pelos autores.

Tabela 1 - Distribuição e energia de usinagem.

	Retificação (%)	Torneamento (%)	Fresamento (%)
Ferramenta	5-15	2,1-18	5,3-10
Peça	10-35	1,1-20	1,3-25
Cavaco	55-75	74,6-96,3	65-74,6

Fonte: adaptado de Fleischer (2007).

2.1.2. Estimativa da geração de calor na usinagem de metais

De acordo com Abukhshim et al. (2006), o calor gerado no processo de usinagem pode ser estimado de duas formas. Por métodos de calorimetria ou realizando a medição dos esforços de corte. Sendo assim utilizando os conhecimentos já estabelecidos por Shaw (2005) com relação as forças de corte, potência de corte é dada por:

$$P_c = F_c \cdot V_c \quad (2.1)$$

em que, F_c é a Força de Corte em N e V_c é a Velocidade de Corte, nesse caso, em m/s. Assumindo que todo o trabalho mecânico feito no processo de usinagem é convertido em calor, então a geração de calor, Q_s em W na zona primária de corte pode ser calculado como:

$$Q_s = W_c = F_c \cdot V_c \quad (2.2)$$

O calor gerado devido ao trabalho na zona secundária de corte é calculado a partir da energia de atrito dada pela seguinte equação:

$$Q_r = \frac{F_{fr} \cdot V_c}{\lambda_h} \quad (2.3)$$

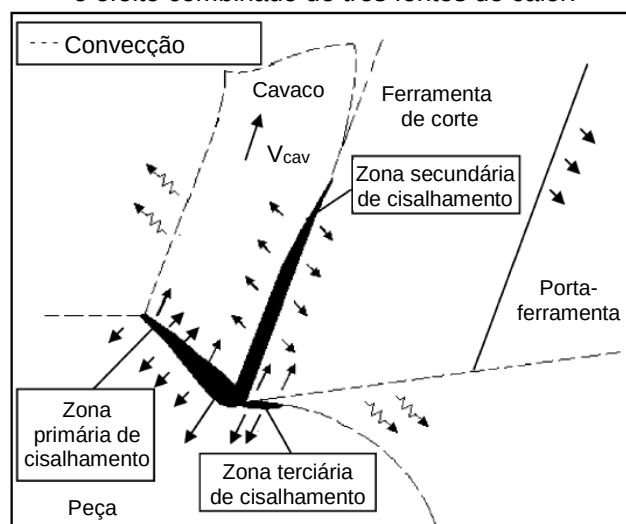
onde F_{fr} é a força de cisalhamento total em N atuando na superfície de saída, e λ_h é o inverso do grau de recalque (R_c). No caso, o R_c é a razão entre a espessura do cavaco (h') e a espessura de corte (h). A força F_{fr} pode ser calculada pela equação seguinte:

$$F_{fr} = F_v \cdot \sin \gamma + F_f \cdot \cos \gamma \quad (2.4)$$

onde F_f é a força de avanço em N e γ é o ângulo de saída.

O calor gerado nas zonas primária, secundária e terciária de corte é distribuído entre o cavaco, ferramenta e peça usinada. Na Figura 3 é apresentado um esquema da dissipação do calor. O aumento na temperatura na ferramenta de corte é causado principalmente pela zona secundária de corte, entretanto a zona primária também contribui para este aumento. Durante o processo de formação do cavaco, parte do calor gerado no plano de cisalhamento flui por convecção para o cavaco e, então, para a ferramenta através da interface cavaco-ferramenta.

Figura 3 - Representação esquemática da transferência de calor na usinagem ortogonal considerando o efeito combinado de três fontes de calor.



Fonte: adaptado de Abukhshim et al. (2006).

Considerando os equacionamentos apresentados, de acordo com Tay et al. (1974) e Trent (2000), todo o calor gerado na zona secundária de corte devido a deformação plástica e cisalhamento interno, para cavacos contínuos produzidos a partir de materiais não abrasivos, pode ser considerado entre 20 % e 35 % do calor gerado na zona principal de corte.

Além disso, quanto a quantidade de calor direcionada exclusivamente à ferramenta de corte (Q_F), diversos autores apresentam estimativas que variam entre 2,1 % e 18 %, de acordo com os dados compilados por Fleischer et al. (2007) e também apresentado por outros autores como Pradeepkumar et al. (2015) e Takeuchi et al. (1982).

Outra forma de realizar a estimativa da taxa de geração de calor é a apresentada por Sata e Takeuchi (1981):

$$Q = 1,68. ap. f^{0,15}. Vc^{0,85} \quad (2.5)$$

onde, ap é a profundidade de corte (mm) e f é o avanço de corte (mm/rev). Nesse caso, a força de corte não era levada em conta. Apenas os parâmetros estipulados para o processo de usinagem.

2.1.3. *Influência da temperatura na vida da ferramenta*

De acordo com Machado e Silva (2004), são fatores extremamente dependentes da temperatura: a vida da ferramenta, o consumo de energia, o processo de formação do cavaco e a integridade superficial da peça. A temperatura ainda determina os mecanismos de desgaste da ferramenta que irão definir a vida da mesma.

O processo de deformação, segundo Takeuchi et al. (1982) é extremamente concentrado em região muito pequena e as temperaturas geradas nas zonas de deformação afetam tanto a ferramenta quanto a peça a ser usinada. Temperaturas acima de 450 °C nas temperaturas de corte influenciam o desgaste e a vida da ferramenta, a integridade superficial, os mecanismos de formação dos cavacos e contribui para a deformação térmica da ferramenta de corte, que é considerada, dentre todas, a maior fonte de erro no processo de usinagem.

Como as deformações e as forças de atritos se distribuem irregularmente, o calor gerado também não se distribui uniformemente. Com o aumento da temperatura além do ponto de transformação da estrutura do material, as ferramentas perdem a sua dureza, desgastam-se rapidamente e se tornam improdutivas (FERRARESI, 1977).

O entendimento dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte é de fundamental importância, visto que estão diretamente relacionados com a temperatura da mesma. Além disso, a piora na qualidade superficial da peça está associada a progressão do desgaste da ferramenta. De acordo com Boothroyd e Knight (2005), pesquisadores tem focado sua atenção em melhoras no torneamento convencional de forma que a vida da ferramenta possa ser aumentada e avarias possam ser evitadas. Entende-se por avaria, segundo Machado et al. (2004), um fenômeno intenso que ocorre de forma repentina e inesperada, causado pela quebra, lascamento ou trinca

da aresta de corte, sendo que esta última não interromperá o processo de usinagem imediatamente após a sua ocorrência.

As tensões aplicadas e a temperatura na superfície da ferramenta influenciam o seu desgaste (ZHAO; BARBER; ZOU, 2002). Esse desgaste é muito sensível a variações nas condições de usinagem (velocidade de corte, avanço de corte e profundidade de corte) e a utilização de fluido de corte. É importante ressaltar que o desgaste pode ser atenuado a partir do momento em que os mecanismos e fatores que o influenciam são devidamente compreendidos (CHILDS et al., 2000).

Segundo Boothroyd e Knight (2005), as causas do fim de vida da ferramenta podem ser classificadas como: adesão, avarias térmicas (deformação plástica, difusão e reação química) e avarias mecânicas (abrasão, fratura e fadiga). As avarias térmicas aumentam drasticamente com o aumento da temperatura e é importante salientar que a adesão também é um fenômeno dependente da temperatura. A temperatura em que essas avarias ocorrem dependem de uma combinação entre ferramenta de corte e material sendo usinado.

É válido mencionar que, apesar do que dizem Boothroyd e Knight (2005), Shaw (2005) afirma que o processo de adesão só se torna um problema quando as forças de ligação entre os átomos da peça e da ferramenta são superiores à resistência do material da ferramenta. Nesse caso, partículas serão transportadas de uma superfície para outra e, após a repetição desse processo por diversas vezes, se tem o processo de remoção de material da ferramenta.

De acordo com Trent (2000), a difusão tende a ocorrer quando a ferramenta de corte e o material da peça se difundem mutuamente a partir de patamares de temperatura. Este é um mecanismo termicamente ativado e diversos autores afirmam que a redução da temperatura aumenta a resistência da ferramenta com relação a esse mecanismo (LIST et al., 2005).

Já a deformação plástica é observada quando a ferramenta de corte não possui mais capacidade de suportar as tensões de compressão existentes na aresta de corte. Além disso, Ying et al. (2009) afirmam que no torneamento o material usinado pode estar sujeito a pressões maiores que 3 GPa e a temperaturas superiores a 800 °C. Considerando-se que a deformação elástica representa uma pequena parcela da deformação total, pode-se assumir que toda energia do processo se refere à

deformação plástica e é convertida em calor, desde que a ferramenta de corte esteja trabalhando em condições adequadas as suas propriedades mecânicas.

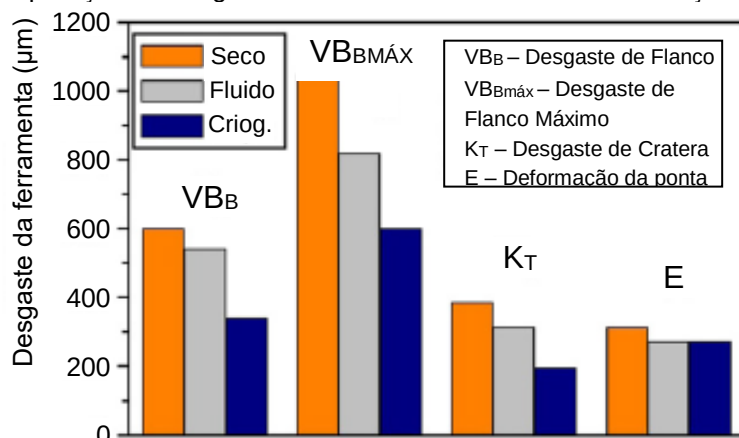
Ginting e Nouari (2006) analisaram a evolução do desgaste da ferramenta na usinagem intermitente e constataram que a mesma sofreu um desgaste de cratera mais brando do que ocorreu na usinagem contínua. Nesta condição, o processo de adesão do cavaco à superfície da ferramenta de corte é facilitado pela manutenção permanente da temperatura na região de corte e, então, o material aderido é arrancado pelo fluxo dos cavacos, levando consigo fragmentos da superfície de saída da ferramenta de corte. Além disso, quando as temperaturas são elevadas o suficiente para promoverem o processo difusivo na interface cavaco-ferramenta, ocorre o enfraquecimento da superfície de saída da ferramenta.

Segundo Liao et al. (2008), sabe-se que um aumento na temperatura de corte pode reduzir a dureza do material da peça e facilitar a operação de corte. Estudos mostram que o aumento na velocidade de corte resulta no aumento da temperatura de corte, reduzindo as forças de corte e aumentando a vida da ferramenta (WANG et al., 2005). Liao et al. (2008), no entanto, enfatizam que na usinagem de materiais quimicamente ativos, como ligas à base de titânio e níquel, as temperaturas na zona de corte são críticas, já que a reatividade química entre ferramenta e peça resultará em desgaste excessivo da ferramenta de corte, devido à adesão, difusão e atrito. Além disso, enquanto essas ligas mantêm suas propriedades mecânicas com o aumento da temperatura, as ferramentas podem se fragilizar e sofrerem deformação plástica. Exemplificando, a dureza do Inconel 718 cresce com o aumento da temperatura até 650 °C. Então, supondo um aumento na velocidade de corte quando a temperatura é inferior a 650 °C, a dureza do material usinado aumentará e resultará em condições de usinagem mais difíceis.

Venugopal et al. (2007) compararam o desgaste de ferramenta de corte sem revestimento na usinagem da liga de titânio (Ti-6Al-4V) com refrigeração criogênica por meio de Nitrogênio Líquido (LN₂), refrigeração abundante e corte a seco. Utilizando velocidades de corte variando entre 70 m/min e 100 m/min, os autores obtiveram incrementos expressivos na vida da ferramenta por meio da refrigeração criogênica. Na Figura 4 é apresentado o desgaste da ferramenta após 5 minutos de usinagem com $V_c = 100$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev. Os autores concluem que a refrigeração criogênica atuou na redução dos desgastes de cratera e de flanco devido

ao melhor controle da temperatura da ferramenta de corte e, como pode ser visto, a utilização do fluido de corte abundante também é efetiva na redução do desgaste.

Figura 4 - Comparação do desgaste de ferramenta em diferentes condições de usinagem.



Fonte: adaptado de Venugopal et al. (2007).

Em trabalho desenvolvido por Chaabani et al. (2020), os autores realizaram a comparação da utilização de fluido de corte abundante com dois tipos de refrigeração criogênica, utilizando NL_2 e dióxido de carbono (CO_2). O material usinado foi o Inconel 718, que é uma liga de níquel comumente utilizada na indústria aeronáutica com capacidade de manutenção de suas propriedades mecânicas até temperaturas de 650 °C (HONGBO e GAOCHAO, 2015; VALLE, 2010), em condições de acabamento, com ferramenta de metal duro revestida. Os autores concluíram que a refrigeração criogênica nos dois casos resultou em menor vida da ferramenta do que quando utilizada a refrigeração abundante. A velocidade da evolução do desgaste de flanco não foi homogênea com o tempo para os casos de criogenia e os mecanismos de desgaste foram similares, com predominância da adesão, que ficou evidenciada pela presença de material do corpo de prova aderido à superfície de saída da ferramenta. Com o passar do tempo de usinagem, também houve a formação de aresta postiça de corte.

Já em pesquisa realizada por Fernandez et al. (2014), resultados contrários ao de Chaabani et al. (2020) foram obtidos para o mesmo tipo de material usinado (INCONEL 718). Nesse caso, a refrigeração criogênica (LN_2) aumentou a vida da ferramenta quando comparada com a utilização de fluido de corte abundante, corte a seco e refrigeração a ar. A refrigeração criogênica propiciou um aumento de 34 % na quantidade de material removido em comparação com a utilização de fluido de corte.

Outra diferença é que a evolução do desgaste de cratera se manteve homogênea em todos os casos. A abrasão foi predominante nessa pesquisa devido à presença de carbeto no corpo de prova, porém também ocorreu adesão.

2.1.4. Utilização de fluidos de corte e seus impactos

Considerando a manufatura mecânica, sabe-se que a usinagem é um dos processos mais importantes e que representa uma parte dos gastos das indústrias nesse setor. Processos mais eficientes e menos onerosos são foco de diversas pesquisas na área e, nesse contexto, os fluidos de corte são aplicados em operações de usinagem para melhorar os processos tribológicos que ocorrem a ferramenta e a peça a ser usinada entram em contato, resultando no aumento da vida da ferramenta (DENG et al., 2009).

Quando o fluido de corte é aplicado, o mesmo pode desempenhar algumas funções que vão variar em grau de importância de acordo com as condições de usinagem. Segundo Machado et al. (2004), essas funções pode ser: refrigeração a altas velocidades de corte; lubrificação a baixas velocidades de corte; remoção dos cavacos da zona de corte; manutenção das tolerâncias dimensionais; e proteção da máquina-ferramenta e da peça contra oxidação. Dessa forma, quando aplicável, a utilização de fluido de corte resulta no aumento da vida da ferramenta de corte, redução do atrito, melhor qualidade superficial da peça devido à manutenção da temperatura e auxílio da remoção do cavaco. Por fim, de acordo com Trent (2000), a ação refrigerante dos fluidos de corte é mais importante em altas velocidades de corte devido ao expressivo aumento na geração de calor durante o processo de formação do cavaco.

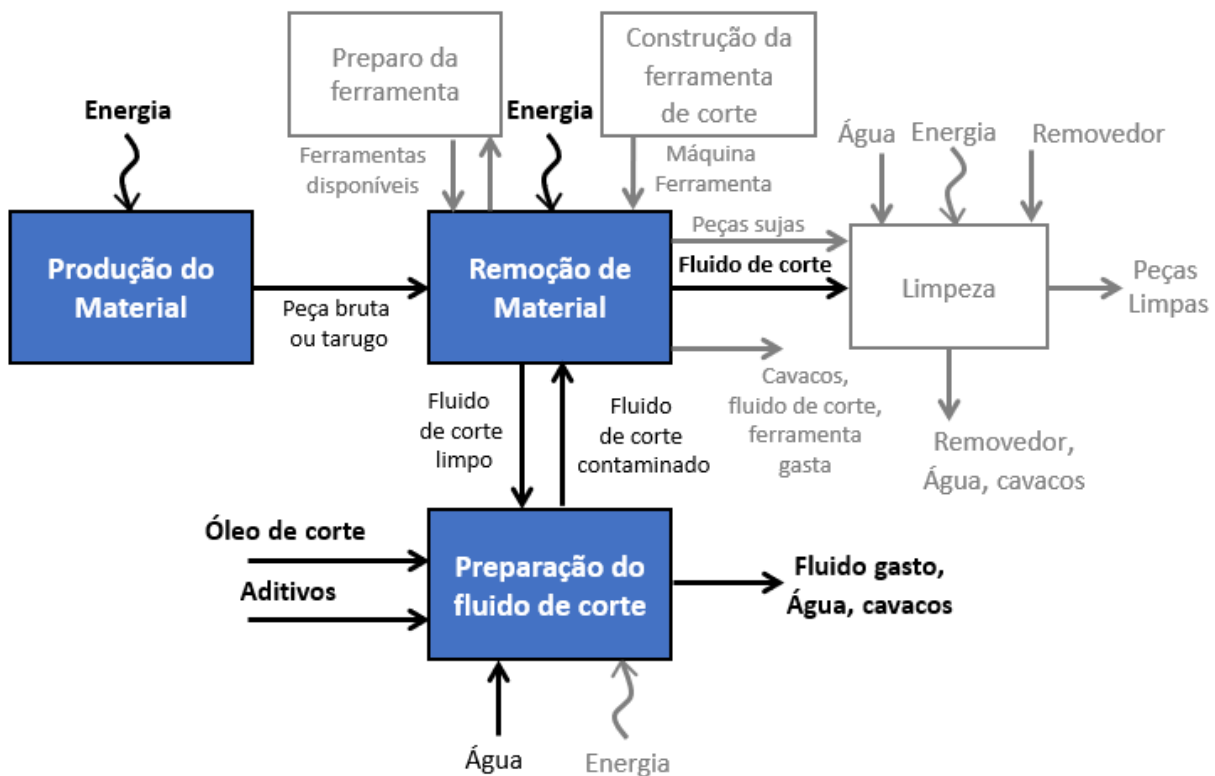
Conceitos de fabricação sustentável foram introduzidos na comunidade de corte de metal para minimizar os aspectos negativos dos processos de fabricação, sendo que os fluidos de corte possuem um peso relevante nisso. Esse movimento ganha força por causa da pressão oriunda de diferentes órgãos governamentais para reduzir o impacto ambiental dos processos de fabricação (SHOKRANI et al., 2016a).

Os custos associados aos fluidos de corte não se limitam apenas à compra e ao preparo, mas também a manutenção e descarte. Os custos de descarte podem ser duas e quatro vezes o preço de compra dos fluidos de corte nos Estados Unidos e na

Europa, respectivamente. Isso se deve, principalmente, ao fato de a maioria dos fluidos de corte não serem naturalmente biodegradáveis e exigirem tratamentos adicionais antes do descarte (HONG e ZHAO, 1999).

As diversas atividades realizadas durante o processo de usinagem são apresentadas por meio de um diagrama de fluxo desenvolvido por Dahmus e Gutowski (2004) e que é apresentado na Figura 5. Nota-se que a água é usada principalmente na preparação de fluidos de corte e na limpeza das peças usinadas.

Figura 5 - Diagrama de fluxo baseado no processo de remoção de material com o passo-a-passo da água.



Fonte: Adaptado de Dahmus e Gutowski, (2004).

De acordo com Zhao et al. (2012), além do preparo de fluido de corte, uma quantidade extra de água, entre 5 % e 10 %, deve ser reposta no reservatório para compensar as perdas devido à evaporação e também por parte dela ser carregada pela peça. Outro montante da água é utilizado na limpeza da peça e da máquina após o processo de usinagem.

Conforme afirmam Thiede et al. (2017), alguns pesquisadores apontam que quando se trata do setor manufatureiro, os recursos hídricos e energéticos possuem uma forte ligação, pois o consumo de energia está associado ao tratamento e

distribuição da água. Da mesma forma, a água é necessária em processos como geração de energia, produção de combustível e extração de materiais. Com base neste conceito, ao observar novamente a Figura 5, percebe-se que existe o consumo de energia em várias etapas, como a remoção de material e produção do material e, indiretamente, devido à forte dependência entre água e energia.

Ao avaliar o ciclo da água no setor de usinagem, a maior quantidade é utilizada na preparação do fluido de corte. Normalmente, cerca de 95 % da água é adicionada para o preparo de fluidos de corte solúveis (CHILDERS, 1994). Os 5 % restantes contém o óleo solúvel (parafínico ou naftênico), emulsificadores (sódio, sulfonato, ésteres de PEG e alcanolamidas) e aditivos para controlar a corrosão, acidez e crescimento microbiano (BARTZ, 2001).

Em pesquisa realizada por Zhao et al. (2012), constatou-se que a indústria americana consumiu aproximadamente 20 % da água potável disponível em 2005. Esse valor se equiparou ao consumo da água utilizada na geração de energia elétrica e irrigação. Além disso, ainda especificaram que a maior parte da água consumida pela indústria era destinada ao preparo/utilização de fluidos de corte. Apesar de não ser um dado atual, Hong e Broomer (2000) trouxeram a informação de que somente nos EUA, um total de 155 milhões de galões ou, aproximadamente, 600 milhões de litros de fluido de corte eram descartados no meio ambiente anualmente.

Além dos fatores já citados, de acordo com Dahmus e Gutowsky (2004), o surgimento de regulamentações ambientais severas como a *Resource Conservation and Recovery Act (RCRA)*, tem feito com que a utilização de fluidos de corte se torne cada vez mais cara e com um controle mais rigoroso.

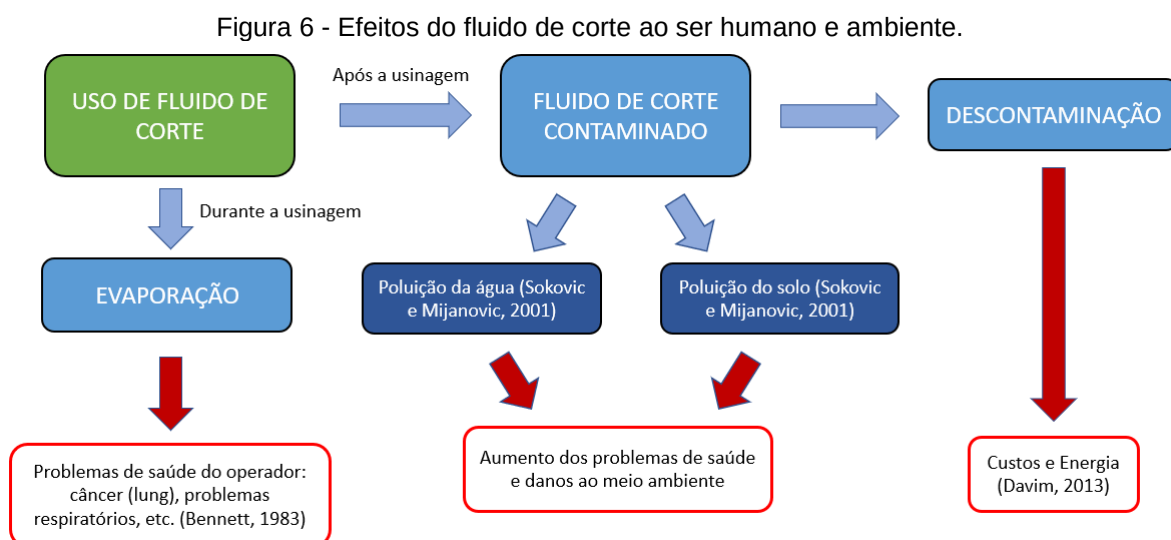
Atendendo a essas pressões, fluidos de cortes são constantemente reformulados a fim de torná-los isentos de metais pesados e menos agressivos ao ser humano. Entretanto, elementos como Pb, S, e Cl ainda continuam presentes em suas fórmulas e são agentes em potencial de problemas de saúde aos operadores de máquinas (SREEJITH e NGOI, 1999). Mais além, Lawal et al. (2013) afirmam que 80 % dos casos de doenças de pele ocupacionais possuem relação com funções associadas à utilização de fluidos de corte.

Segundo Shokrani et al. (2012), os fluidos de corte nas operações de usinagem podem ser vaporizados e/ou atomizados devido à alta pressão e temperatura a que são submetidos, formando uma névoa. Como resultado, essa névoa pode ser

facilmente inalada pelos trabalhadores, causando diferentes tipos de doenças pulmonares, desde problemas respiratórios leves até asma e vários tipos de câncer. O efeito desse contato com fluidos de corte não se limita à doenças pulmonares, mas também pode aumentar o risco de câncer de esôfago, estômago, pâncreas, próstata, cólon e reto.

Outro problema dos fluidos de corte é a propagação de fungos e bactérias. Para isso, segundo De Groot et al. (2010), biocidas são utilizados na composição desses fluidos. Por um lado, o problema com bactérias e fungos é resolvido, porém, esses biocidas liberam formaldeídos que são prejudiciais à saúde dos operadores e resultam em irritações na pele e dermatites.

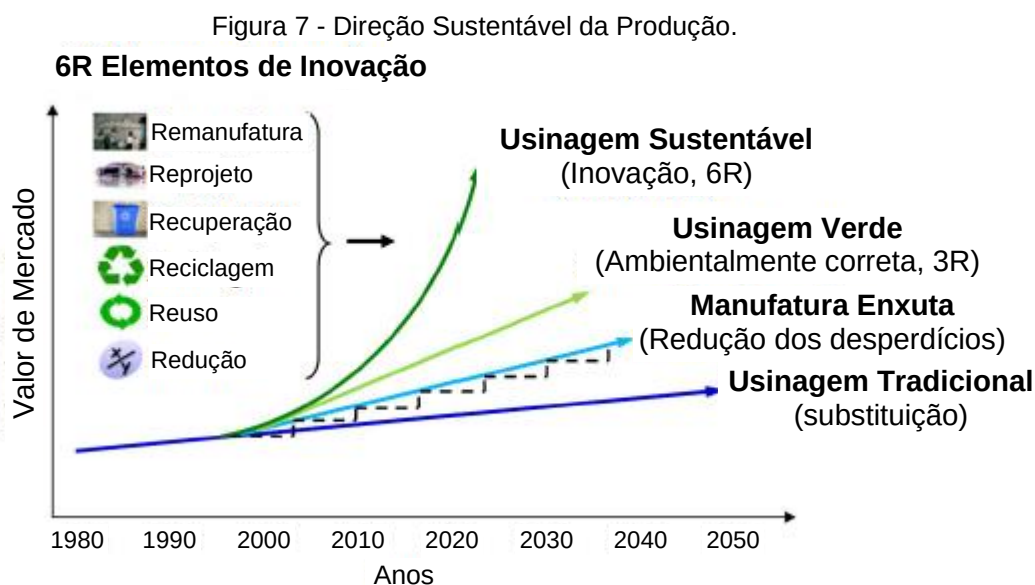
Reforçando a questão dos males causados pelos fluidos de corte, Shokoohi et al. (2015) afirmam que a presença de parafina clorada em EP (aditivos de extrema pressão) e outros aditivos químicos em fluidos de corte convencionais resultam em problemas respiratórios e de pele aos operadores. Ainda afirmam que apesar do método de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) ser considerado um método ecologicamente correto, a utilização do mesmo não protege os operadores de problemas respiratórios, já que este método dispersa pequenas gotículas e vapor do fluido de corte pelo ambiente. Na Figura 6 é possível visualizar o ciclo do fluido de corte e seus efeitos no meio ambiente e ao ser humano.



Fonte: adaptado de Shokoohi et al. (2015).

Mesmo esse assunto aparentando ser uma preocupação recente, Trent (2000) já chamava a atenção para o fato de que pesquisadores vinham se atentando a questões relativas aos problemas ambientais, descarte de fluidos de corte, toxicidade, capacidade de filtragem, formação de névoa, manchas, limpeza superficial de peças e custos indiretos envolvidos no uso de refrigerantes/lubrificantes. Esses pesquisadores também já buscavam por novos meios de melhorar as técnicas de refrigeração durante o torneamento a fim de reduzir a temperatura da zona de corte e de eliminar/minimizar os problemas já citados.

Pusavec et al. (2010) afirmam que o desenvolvimento de métodos de manufaturas sustentáveis foi fomentado pelos problemas ambientais oriundos do consumo de recursos naturais e da poluição causada. Na Figura 7 é apresentada a direção desse desenvolvimento sustentável. A diminuição nos custos de produção é apenas um dos ganhos quando se adotam alternativas sustentáveis de produção, visto que existem ganhos sociais e ambientais. Sendo assim, a utilização de um método alternativo de refrigeração na usinagem, sem a utilização de fluídos de corte ou consumo de refrigerante, promove a evolução na direção sustentável, já que resulta na redução dos custos de produção e dos impactos à saúde e ao meio ambiente.



Fonte: Pusavec et al. (2010).

Completando, o método MQL é uma alternativa à aplicação abundante de óleos integrais, solúveis, à base de glicéris ou vegetais. Também conhecido por usinagem quase a seco, do inglês *near dry machining*, óleos são atomizados em um

jato de ar a uma taxa geralmente inferior a 500 mL/h (KHAN et al. 2009). Segundo Marksberry e Jawahir (2008) este método permite reduzir em mais de 10 000 vezes o uso de lubrificantes. Contudo, a variação da pressão, da composição e do fluxo de lubrificantes e dos tipos e posicionamentos dos bocais para aplicação levam a uma dispersão dos resultados obtidos e uma difícil conclusão sobre os efeitos da aplicação do MQL.

2.1.5. *Corte a seco*

O corte a seco é considerado a opção mais sustentável de usinagem e se refere aos casos onde a utilização de fluido de corte não é aplicada (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997). Segundo Sreejith e Ngoi (2000), as vantagens da usinagem a seco incluem a não poluição da atmosfera ou da água; a ausência de resíduos nos cavacos que refletem em economia nos custos de armazenamento e limpeza; redução de riscos para a saúde e, por fim, impacto nos custos nos processos de usinagem.

Considerando que reciclar ou eliminar fluidos de corte são processos difíceis e caros e que podem resultar em doenças e degradação ambiental, conforme já explicitado, Klocke e Eisenblätter (1997) ressaltam que métodos alternativos de usinagem passaram a ter uma atenção especial a fim de reduzir ou eliminar a necessidade de utilização de fluidos de corte.

Sreejith e Ngoi (2000) destacam que para a usinagem a seco ser adotada, esta deve compensar os benefícios dos fluidos de corte, no que diz respeito à refrigeração e lubrificação. Uma das opções é o contato indireto da ferramenta de corte com fluidos refrigerantes e, dessa forma, remover o calor. Os autores afirmam que o desenvolvimento de pesquisas nessa área tem propiciado avanços em diversos modos de refrigeração, como: refrigeração interna através de sistemas de vaporização; refrigeração criogênica; e sistemas termoelétricos de refrigeração.

Klocke e Eisenblätter (1997) também apresentaram uma estimativa dos custos relacionados com fluidos de corte na produção de peças da indústria automobilística e concluíram que estes custam de 7 % a 17 % do valor total de produção. Com isso, defendem que a melhor forma de eliminar os problemas e dificuldades oriundos da utilização do fluido de corte seria através da usinagem a seco. Shokrani et al. (2012), 25 anos depois, concluíram que os custos envolvendo compra, preparação,

manutenção e descarte dos fluidos de corte representam 16 % dos custos totais de usinagem. Esses dados mostram que mesmo com mais de duas décadas entre as pesquisas, os fluidos de corte ainda continuam tendo papel importante no custo total de usinagem dos produtos.

Nesse sentido, Dagiloke et al. (1995) propõem algumas faixas com relação à velocidade de corte na usinagem: a usinagem de baixa velocidade de corte (*LSM – Low Speed Machining*, para velocidades que variam de 1 m/min a 600 m/min), a usinagem de alta velocidade de corte (*HSM – High Speed Machining*, para velocidades que variam de 600 m/min a 1 800 m/min), usinagem de velocidade muito alta (*VHSP – Very High Speed Machining*, para velocidades de 1 800 m/min a 18 000 m/min) e de ultra alta velocidade de corte (*UHSM – Ultra High Speed Machining*, para velocidades de corte que chegam até 300 000 m/min).

A partir dessa divisão proposta por Dagiloke et al. (1995), a HSM, VHSP e UHSM passam a ser indicadas por diversos autores para materiais de difícil usinabilidade (ABUKHSHIM et al., 2006; ABDEL-AAL et al., 2009; SU e LIU, 2012), já que o tempo de contato entre o cavaco e a ferramenta é extremamente reduzido e, por esse motivo, o calor gerado na zona de cisalhamento primário não tem tempo suficiente para ser dissipado à ferramenta nas mesmas proporções do que em velocidades de corte mais brandas. Como contraponto, Klocke e Eisenblätter (1997) se atentam ao fato de que com o incremento das velocidades de corte, a progressão dos principais mecanismos de desgaste das ferramentas de corte se tornam mais intensos, reduzindo a taxa de material removido no corte a seco e evidenciando a dificuldade da aplicação desse método no meio industrial.

Diversos autores, como Byrne et al. (2003), Weinert et al. (2004) e Zhu et al. (2013), afirmam que o uso de fluidos de corte não pode ser eliminado de forma trivial, visto que outros aspectos devem ser respeitados e alcançados através de soluções adicionais. Esses aspectos seriam: menor quantidade de quebras das ferramentas de corte, a eliminação de cavacos, a refrigeração e lubrificação.

De acordo com Shokrani et al. (2012), já que nas operações de usinagem a maior parte da energia usada se transforma em calor e que na ausência de fluidos de corte, o calor deve ser dissipado por condução através dos cavacos, peça de trabalho e ferramenta de corte, uma alternativa é o resfriamento indireto da ferramenta de corte

e/ou peça de trabalho por meio de *heatpipes*, resfriamento indireto da ferramenta de corte, resfriamento da peça de trabalho etc.

Como alternativa ao corte a seco, Sharma et al. (2009), ao tratar de várias técnicas de refrigeração a fim de aumentar a produtividade no torneamento, afirma que lubrificantes sólidos, como o grafite ou bissulfeto de molibdênio, são responsáveis por baixos valores de rugosidade devido à manutenção de suas propriedades lubrificantes em altas temperaturas. Além disso, os esforços de corte também são inferiores, quando comparados com o corte a seco, pois a estrutura entrelaçada da camada de lubrificante sólido funciona efetivamente como um filme. Portanto, esses lubrificantes reduzem o impacto ao meio ambiente e não afetam a superfície gerada, apenas sendo necessária a limpeza da mesma.

Por fim, outro método, já citado nessa revisão, é a refrigeração criogênica. Segundo Shaw e Smith (1956) esse tipo de refrigeração data de 1919, quando Reitz utilizou CO₂ no processo de usinagem. Já Ferraresi (1977) relatou que a empresa aeronáutica Convair estudou a aplicação de dióxido de carbono na usinagem de ligas aeronáuticas em meados de 1950.

A usinagem criogênica tem por finalidade a redução da temperatura na região de corte e aumento da vida da ferramenta por meio da utilização de gases aplicados em temperaturas abaixo de 150 °C negativos. Como a quantidade de gás necessária era elevada e a ação lubrificante era quase nula, diversas opções foram testadas e descartadas, como o CO₂, hidrogênio, Freon® ou Solvenlene®.

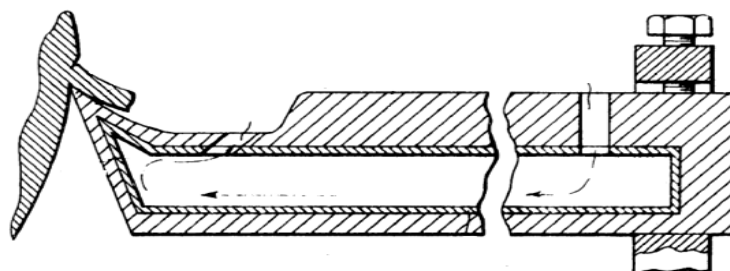
Com o surgimento de novas tecnologias, a utilização de nitrogênio líquido passou a ganhar espaço (PUŠAVEC et al., 2009; VICENTIN et al., 2011). Yildiz e Nalbant (2008) afirmaram que o LN₂ é um bom refrigerante, pois além de sua temperatura de aplicação ser abaixo da temperatura ambiente (- 96 °C), apresenta a grande vantagem de, após absorver o calor no processo de usinagem, evaporar em gás nitrogênio, que não traz nenhum dano ambiental. Apesar do nitrogênio não ser tóxico para o ser humano, no Brasil a Norma Regulamentadora No. 15 (NR-15), considera o produto como asfixiante simples e que em concentrações elevadas, provoca asfixia por redução da concentração de oxigênio do ambiente.

2.1.6. Refrigeração interna e similares

A refrigeração interna, segundo Wu et al. (2006), é um processo em que a redução da temperatura da ferramenta não se dá pelo contato direto entre fluido, ferramenta de corte e material da peça sendo deformado. Ela acontece de forma indireta e, por isso, é também conhecida como Sistema de Resfriamento Indireto (SRI). A eficiência desse sistema depende da combinação entre a geração de calor em uma área próxima à superfície de saída da ferramenta e transferência para a mesma e a eficiência de um fluido que circula internamente ao porta-ferramentas. Além disso, ainda segundo os autores, o posicionamento ou instalação do trocador de calor pode ser algo complexo, os resultados da aplicação da refrigeração interna devem se mostrar vantajosos e o sistema necessita ser aplicável em ferramentas convencionais de usinagem.

A primeira proposta apresentada sobre refrigeração interna foi feita por Jeffries e Zerkle (1970), onde um fluido circulava internamente à ferramenta de corte ou porta-ferramentas. Nesse caso, ao entrar em contato com a região mais aquecida, o fluido aquecia ou vaporizava e, por convecção natural, se deslocava para a região mais afastada. O esboço desse modelo é apresentado na Figura 8.

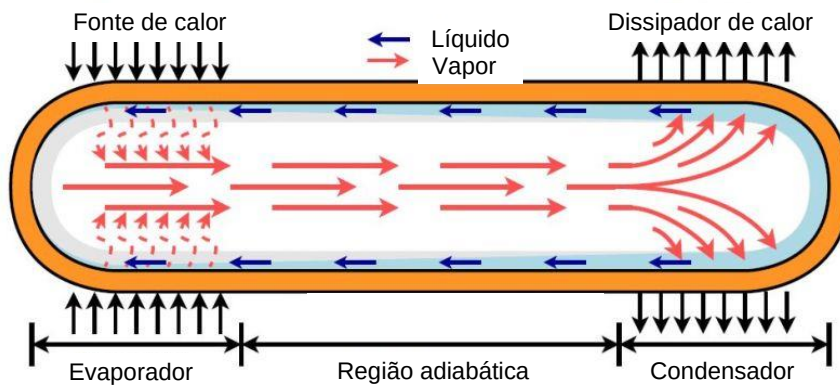
Figura 8 - Modelo de refrigeração interna da ferramenta de corte proposto por Zerkle (1972).



Adaptado de: Zerkle (1972).

No caso, o conceito aplicado é o do *heatpipe* que, segundo Wu et al. (2006) é um trocador de calor bifásico compreendido por uma região de vaporização, uma adiabática e uma região de condensação. Como pode ser visto na Figura 9, o fluido se aproxima da região aquecida por capilaridade ou por ação da gravidade e, então é vaporizado. Após isso, o vapor se desloca para a região de condensação por causa da pequena diferença de densidade.

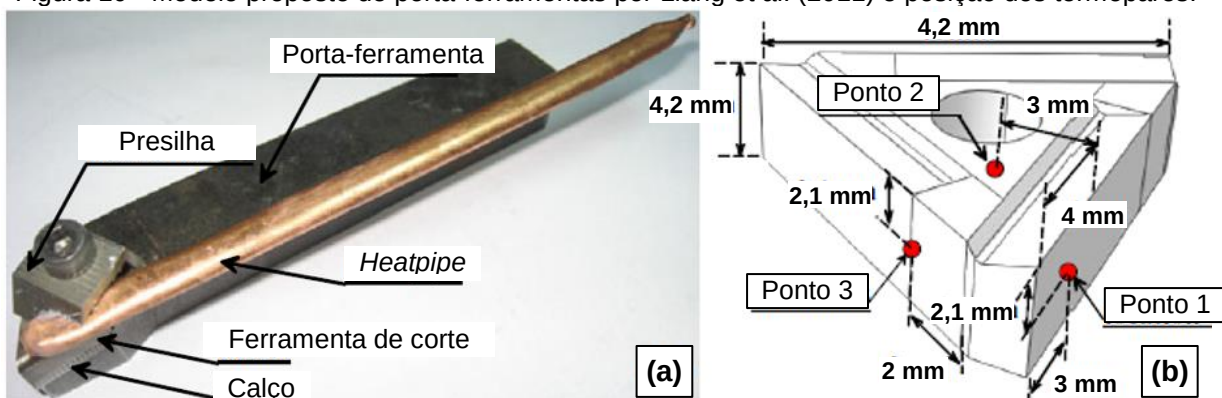
Figura 9 - Esquema de funcionamento do *Heatpipe*.



Fonte: <<http://www.heatpipe.nl/index.php?page=heatpipe&lang=EN>>, acessado em 09 de julho de 2020.

O modelo desenvolvido por Liang et al. (2011) é apresentado na Figura 10. Nesse trabalho, as condições de usinagem adotadas para a usinagem do aço AISI 1045 foram $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 0,7$ mm e V_c variando entre 62 m/min e 282 m/min. Nesse caso, o *heatpipe* utilizado é externo e fica em contato com as superfícies de saída e folga da ferramenta de corte, por onde ocorrerá a transferência térmica. Os termopares foram posicionados em 3 pontos da ferramenta de corte a fim de possibilitar a realização da estimativa do fluxo de calor nas interfaces da ferramenta. Os autores obtiveram uma redução de 9,7 % (96,6 °C) na temperatura da próxima a ponta da ferramenta de corte como consequência da utilização do *heatpipe*.

Figura 10 - Modelo proposto de porta-ferramentas por Liang et al. (2011) e posição dos termopares.

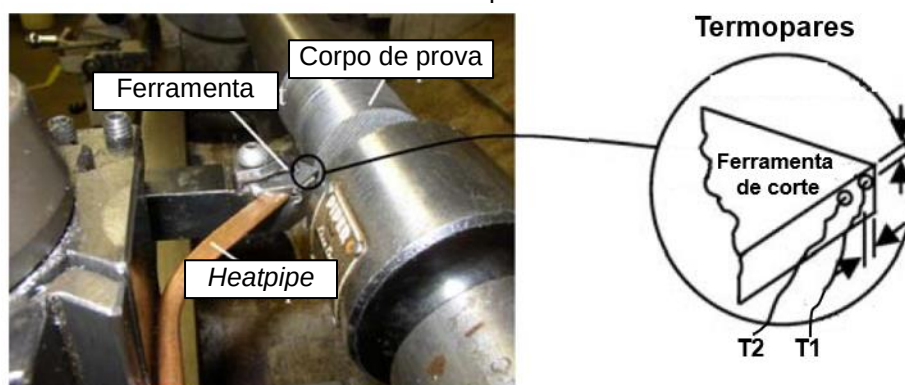


Fonte: adaptado de Liang et al. (2011).

Já Chiou et al. (2007) realizaram um trabalho semelhante em que também adaptaram o *heatpipe* a um porta-ferramentas, conforme é apresentado na Figura 11. Nesse caso, o contato entre ferramenta e *heatpipe* se dá por meio da superfície de

saída. Os autores tornearam com ferramenta de metal duro sem revestimento o aço AISI 1020 e AISI 1040 com a aplicação do *heatpipe* e obtiveram uma redução de até 25 °C (23 %) na temperatura da ferramenta quando comparada à não utilização do *heatpipe*. Em trabalho similar, porém, apenas com análise numérica, Al-Odat (2010) verificou reduções da ordem de 75 °C (17 %) na superfície de saída da ferramenta de corte quando o *heatpipe* estava sendo aplicado. Além disso, Al-Odat (2010) estimou que o *heatpipe* possui a capacidade de remover até 40 W/mm²K em condições na qual a energia fornecida à ferramenta de corte era de 20 W.

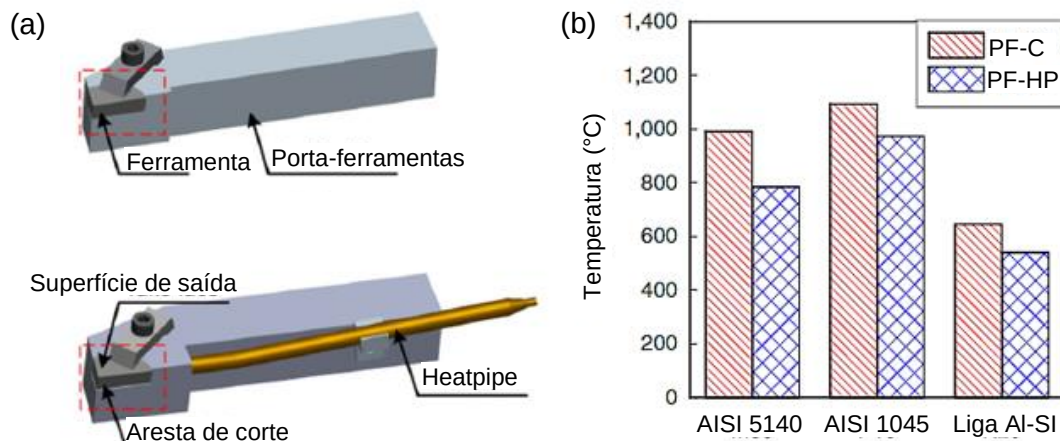
Figura 11 - *Heatpipe* aplicado em porta-ferramentas desenvolvido por Chiou et al. (2007) e posição dos termopares.



Fonte: adaptado de Chiou et al. (2007).

Quan e Mai (2015), realizaram uma investigação ampla envolvendo um modelo de porta-ferramentas com *heatpipe* e outro sem, sendo que a ferramenta de corte possuía a mesma geometria. A intenção dos autores foi de explorar a influência da peça, da ferramenta de corte e dos parâmetros de corte. O modelo de porta-ferramentas é apresentado na Figura 12, assim como as temperaturas máximas obtidas por meio de simulação de elementos finitos para a usinagem de três diferentes materiais. Os autores concluíram que com o aumento da velocidade de corte, o fluxo de calor se torna mais expressivo no *heatpipe* e se tem o aumento da diferença de temperatura entre as duas extremidades do mesmo. Com isso, a capacidade de refrigeração do dispositivo se eleva, aumentando a diferença de temperatura da ferramenta de corte entre os métodos com e sem *heatpipe*.

Figura 12 - Modelo desenvolvido por Quan e Mai (2015). (a) porta-ferramentas com e sem *heatpipe* e (b) temperaturas máximas em diferentes condições.



*PF-C: porta-ferramentas comum; PF-HP: porta-ferramentas com *heatpipe*;

M05 $V_c = 90$ m/min, $a_p = 0,5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev;

P10 $V_c = 200$ m/min, $a_p = 1,6$ mm, $f = 0,2$ mm/rev;

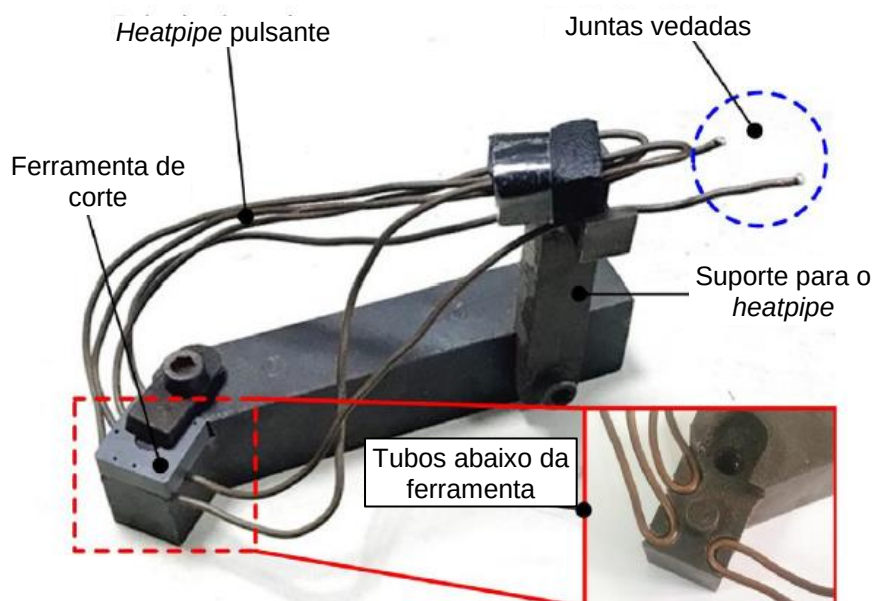
K20 $V_c = 600$ m/min, $a_p = 2,5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev.

Fonte: adaptado de Quan e Mai (2015).

Ainda aplicando o conceito de *heatpipe*, porém com uma geometria diferente das já apresentadas na porta-ferramentas, Wu et al. (2020) desenvolveram um sistema onde o *heatpipe* passava pela parte de baixo da ferramenta de corte, conforme é apresentado na Figura 13. Os autores realizam o torneamento a seco da liga AISI Grau 5 (Ti-6Al-4V) com ferramenta de metal duro e $a_p = 0,5$ mm, $f = 0,3$ mm/rev e $V_c = 60$ m/min a 150 m/min. Concluíram que a temperatura da ferramenta com a aplicação do *heatpipe* poderia ser reduzida em 10 % e que a vida da ferramenta apresentou aumentos entre 20 % e 30 %. Ao considerar a geometria do dispositivo, destaca-se o fato de que nesse caso, o *heatpipe* possui comprimento suficiente para passar por baixo da ferramenta de corte três vezes e que era preenchido com 50 % de acetona.

Em patente depositada por Billatos (1998), o autor apresenta um protótipo que ele denomina “Aparato para refrigeração ambientalmente segura de ferramentas de corte”. O autor utiliza-se de conceitos fluidodinâmicos para definir a geometria interna dos canais de escoamento para forçar o aumento da velocidade do fluido, reduzir sua pressão e, conseqüentemente, diminuir a temperatura.

Figura 13 - Modelo de porta-ferramentas proposto por Wu et al. (2020).

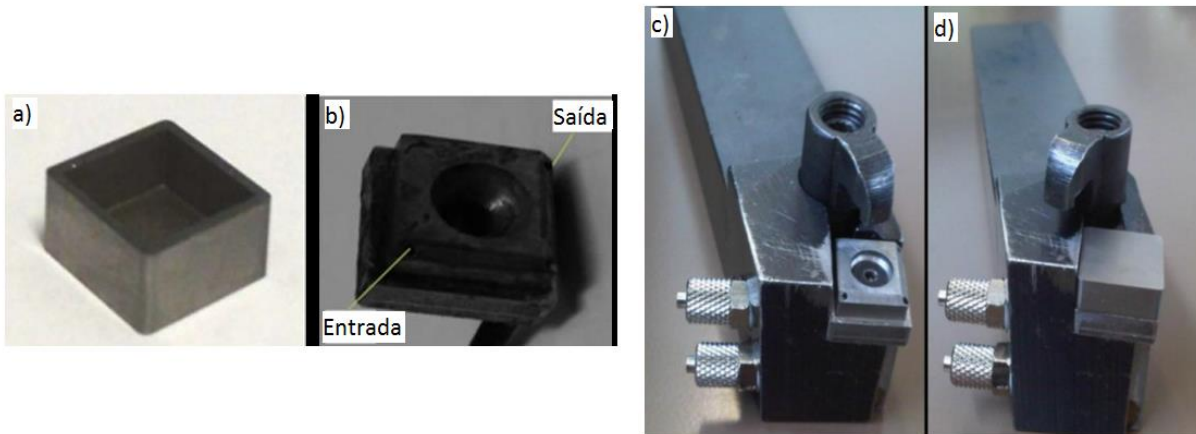


Fonte: adaptado de Wu et al. (2020).

O rendimento de um porta-ferramentas refrigerado internamente e sua simulação numérica foram realizados por Ghani (2013). Para isso, o autor desenvolveu o protótipo de porta-ferramentas refrigerado internamente apresentado na Figura 14. Observa-se que este porta-ferramentas não possui o *heatpipe* propriamente dito. Existem canais internos por onde o fluido se desloca. Além disso, tanto a entrada como a saída do fluido estão localizadas na lateral oposta à direção de corte, facilitando o processo de fixação do porta-ferramentas. Por se tratar de uma ferramenta com geometria específica que é adaptada ao sistema, a mesma não é de uso comercial.

Ainda discutindo o trabalho de Ghani (2013), a liga de alumínio AA6082 foi usinada com ferramenta de metal duro, sem quebra-cavacos e sem revestimentos em condições variadas de corte ($V_c = 150 \text{ m/min}$ a 330 m/min ; $f = 0,1 \text{ mm/rev}$; $a_p = 0,2 \text{ mm}$). Os resultados dos experimentos mostraram que a refrigeração interna reduziu em até 40 % a temperatura de corte e que, enquanto no corte a seco ocorria a formação da aresta postiça de corte (APC), com a RI sua ocorrência era praticamente eliminada.

Figura 14 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Ghani (2013): (a) ferramenta de corte; (b) microcanais adaptados; (c) porta-ferramentas com microcanais e (d) montagem final do porta-ferramentas.

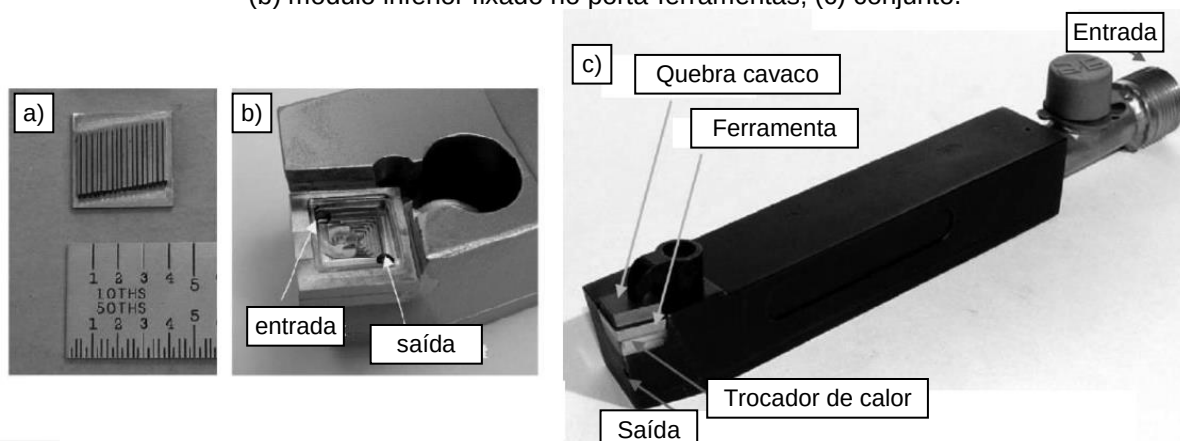


Fonte: adaptado de Ghani (2013).

Outra patente sobre esse tema é a US8061241, depositada pela Create Incorporated e com autoria de Rozzi et al. (2011). Nesse caso, um trocador de calor baseado em microcanais feitos de alumínio que se localizam abaixo da ferramenta de corte foi desenvolvido, de acordo com a Figura 15. Em análise sobre suas características, observa-se que o fluido entra pela região posterior do porta-ferramentas, o que evita interferências no momento de sua fixação no castelo do torno. O fluido utilizado para circular internamente foi o NL_2 com uma vazão de 0,04 L/min. Neste caso, a transferência térmica ocorre de forma mais intensa por se tratar do calor latente na evaporação e, é ainda mais otimizada, por causa da maior área superficial resultante da geometria em forma de aletas do trocador de calor. Entretanto, o contato entre NL_2 e ferramenta de corte não ocorre, sendo este intermediado pelo trocador em questão. Após a sua vaporização, o nitrogênio líquido era liberado para o ambiente por uma saída localizada na região frontal.

Através dos cálculos realizados por Rozzi et al. (2011), os autores estimaram uma taxa de transferência de calor latente de 69 W e concluíram que com o aumento da velocidade de corte e consequente aumento da taxa de transferência de calor, o sistema de refrigeração interna perde eficiência e o desgaste da ferramenta se torna igual para as condições com refrigeração abundante e RI. Entretanto, ao adotar V_c menores, da ordem de 85 m/min, a vida da ferramenta com RI chegou a ser 9 vezes maior.

Figura 15 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Rozzi et al. (2011): (a) trocador de calor; (b) módulo inferior fixado no porta-ferramentas; (c) conjunto.

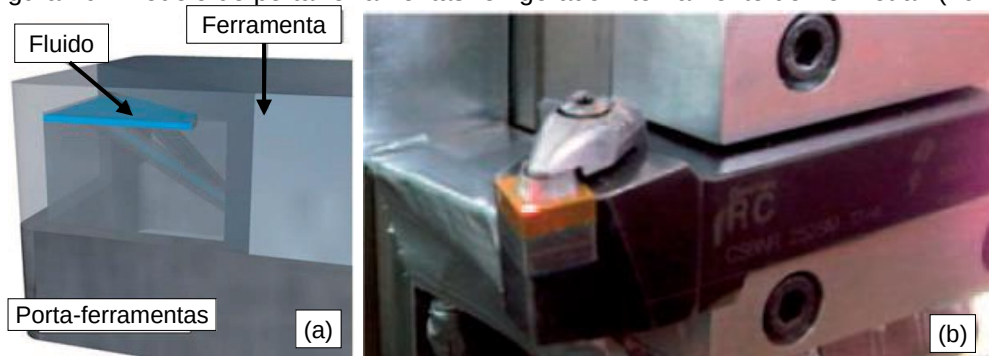


Fonte: adaptado de Rozzi et al. (2011).

Nova comparação entre corte a seco e refrigeração interna foi feito por Ferri et al. (2013). O modelo apresentado na

Figura 16 foi utilizado com uma ferramenta de metal duro para a usinagem da liga de alumínio 6082-T6 com velocidades de corte e avanços variados ($V_c = 200 \text{ m/min}$; 250 m/min e 300 m/min ; $f = 0,10 \text{ mm/rev}$; $0,15 \text{ mm/rev}$ e $0,20 \text{ mm/rev}$; $a_p = 0,2 \text{ mm}$; $0,35 \text{ mm}$ e $0,5 \text{ mm}$), circulação interna de água ($0,3 \text{ L/min}$). Analisando o aspecto físico, trata-se de uma ferramenta produzida para análise da RI, que é acoplada a uma base por onde a água irá circular internamente e trocar calor. Novamente, não se trata de um produto comercial. Neste caso, o sistema apresentou uma redução máxima na temperatura do cavaco de 25°C (9,6 %). Por meio de análises estatísticas, os autores identificaram que a temperatura do cavaco foi significativamente influenciada pela profundidade de corte, mas não pelo avanço e velocidade de corte.

Figura 16 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente de Ferri et al. (2013).



Fonte: adaptado de Ferri et al. (2013).

Os autores Isik et al. (2017) desenvolveram um porta-ferramentas composto por canais que mantinham contato direto com a ferramenta de corte, conforme Figura 17, em que água circulava internamente. É interessante notar a posição lateral tanto da entrada quanto da saída do fluido que circula pelo microcanal durante o contato com a face inferior da ferramenta de corte. Neste caso, os pesquisadores se restringiram a comparar a utilização do método de corte a seco com o método por refrigeração interna por meio de parâmetros como: temperatura da ferramenta, rugosidade superficial e desgaste de ferramenta. Durante os ensaios foram adotadas velocidades de corte de 80 m/min, 113 m/min e 170 m/min, $f = 0,08$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm para a usinagem do aço AISI D2. Os autores observaram uma redução da temperatura na interface cavaco-ferramenta de 607 °C para 545 °C quando a refrigeração interna era utilizada, além de um aumento de até 15 % na vida da ferramenta e de 12 % na qualidade superficial, para a condição de maior velocidade de corte.

Figura 17 - Porta-ferramentas com canais internos de Isik et al. (2017).

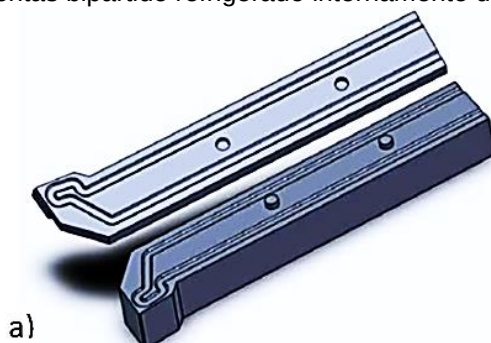


Fonte: Isik et al. (2017).

Kromanis et al. (2014) propuseram a construção de um porta-ferramentas bipartido, de acordo com a Figura 18. Até o presente momento, esta foi a única proposta desse tipo encontrada na literatura formal. Apesar de ser um estudo simples, sem resultados experimentais, é interessante a atenção que os autores dão ao quão trabalhoso e custoso pode ser um projeto desse tipo, citando estes fatores como os grandes responsáveis pela dificuldade na aceitação desse tipo de tecnologia. Além disso, como meio de possibilitar novos modelos de forma rápida e eficiente, os autores sugerem a utilização da impressão 3D no processo de desenvolvimento de protótipos,

mesmo sabendo da necessidade de usinagem para fins de acabamento do produto impresso.

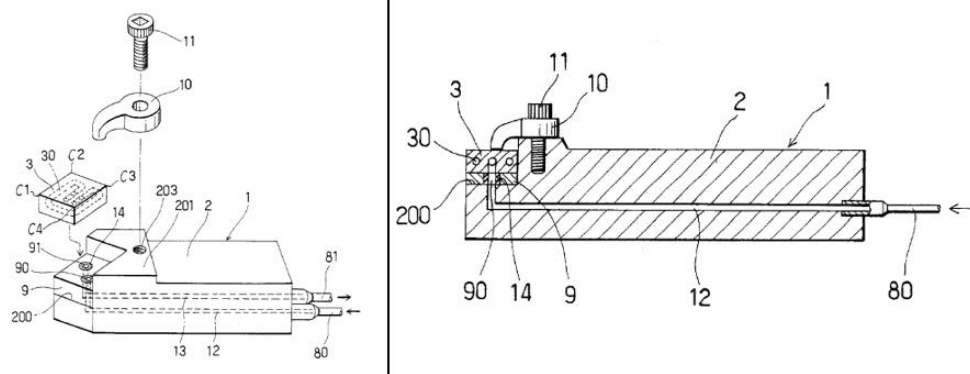
Figura 18 - Porta-ferramentas bipartido refrigerado internamente de Kromanis et al. (2014).



Fonte: Kromanis et al. (2014).

Murakawa e Jin (2003), apresentam uma proposta de porta-ferramentas, por meio da patente US6637984B2, em que o porta-ferramentas apresenta canais internos e a ferramenta de corte, que será acoplada no mesmo, também possui canais por onde o fluido circulará internamente. Esse modelo é apresentado na Figura 19 e uma de suas diferenças é que, nesse caso, a transferência térmica ocorre internamente à ferramenta de corte e não em sua superfície inferior. Esse modelo, apesar de mais complexo, torna a transferência de calor mais eficiente, devido à proximidade com a ponta de corte. Os autores ainda apresentam uma série de resultados comparando o desgaste de flanco e de entalhe e a rugosidade superficial para condições com fluido de corte abundante, MQL (3 ml/h), ar refrigerado (-10 °C) e o protótipo em questão (circulação interna de água a 5 °C e vazão de 10 L/min a 15 L/min). Os parâmetros de corte adotados foram $V_c = 100$ m/min, $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,5$ mm/rev. Após uma distância de corte de aproximadamente 8 km, o desgaste de flanco e o de entalhe se mostraram similares aos demais métodos. Quanto a rugosidade R_y , que é a máxima distância pico-vale, dentro do comprimento de avaliação, se manteve em um patamar similar as demais condições, com valor próximo a 35 μm (os valores máximos e mínimos foram 40 μm e 32 μm para ar refrigerado e MQL, respectivamente).

Figura 19 - Porta-ferramentas refrigerado internamente de Murakawa e Jin (2003).



Fonte: Murakawa e Jin (2003).

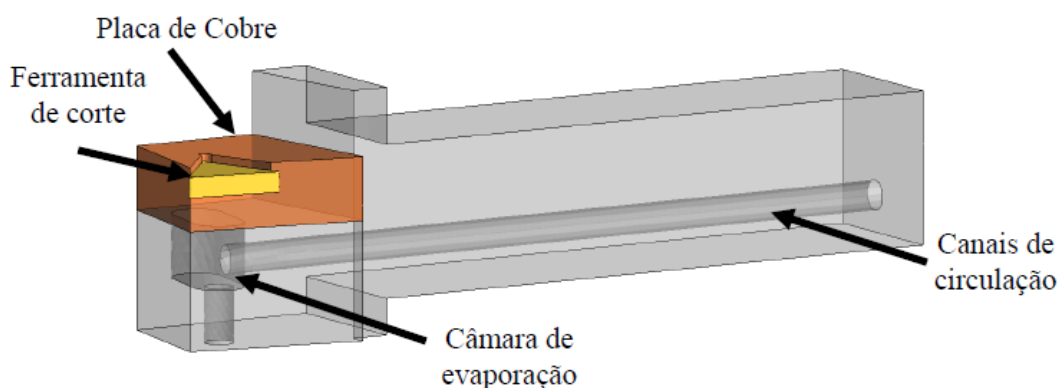
Gupta et al. (2019) desenvolveram um modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente e o compararam com condições de refrigeração externa, MQL e corte a seco. Esse porta-ferramentas contava com um dispositivo para direcionar o jato de fluido de corte externamente em diferentes posições. O material usinado foi o INCONEL 725 com diferentes parâmetros de corte. Comparado com o corte a seco, reduções de 70 %~75 % e 62 %~65 % no desgaste de flanco da ferramenta foram obtidos para o método de refrigeração interna e externa, respectivamente. O desgaste de flanco e da ponta com a refrigeração interna foram de 15 %~18 % e 6 %~9 % menores que a condição de refrigeração externa, respectivamente, apresentando resultados promissores para a condição de RI.

Um modelo matemático foi desenvolvido por Zhao et al. (2002) para analisar a aplicação da refrigeração interna. Neste trabalho, os autores correlacionaram a temperatura na aresta de corte, o fluxo de calor e o desgaste de flanco para refrigeração interna no corte ortogonal. Com uma dissipação de calor da ordem de 45 W/mm²K, um aumento de 15 % na vida da ferramenta de metal duro poderia ser alcançado. Em estudo semelhante realizado por Zhao et al. (2006), a refrigeração interna apresentou reduções entre 50 °C e 100 °C em comparação com o corte a seco. Essas reduções, para serem alcançadas, necessitam de taxas de transferência de calor da ordem de 25 W/mm²K a 45 W/mm²K.

O desenvolvimento do porta-ferramentas refrigerado internamente realizado no Laboratório de Tecnologia da Usinagem da Universidade Estadual Paulista (câmpus Bauru) se iniciou em 2008, tendo seu projeto passado por diversas alterações, conforme serão apresentadas a seguir. O primeiro deles foi desenvolvido através do projeto de Iniciação Científica FAPESP 08/50918-6 e que é apresentado na Figura 20.

Neste modelo, a base de apoio, inclusive laterais da ferramenta de corte era feita de cobre, vislumbrando uma transferência térmica otimizada entre a ferramenta e o fluido que circulava internamente (R11 - Tricloromonofluormetano). Nessa primeira versão, o fluido utilizado era a água.

Figura 20 - Modelo do primeiro porta-ferramentas refrigerado internamente e desenvolvido pelo grupo de pesquisa.

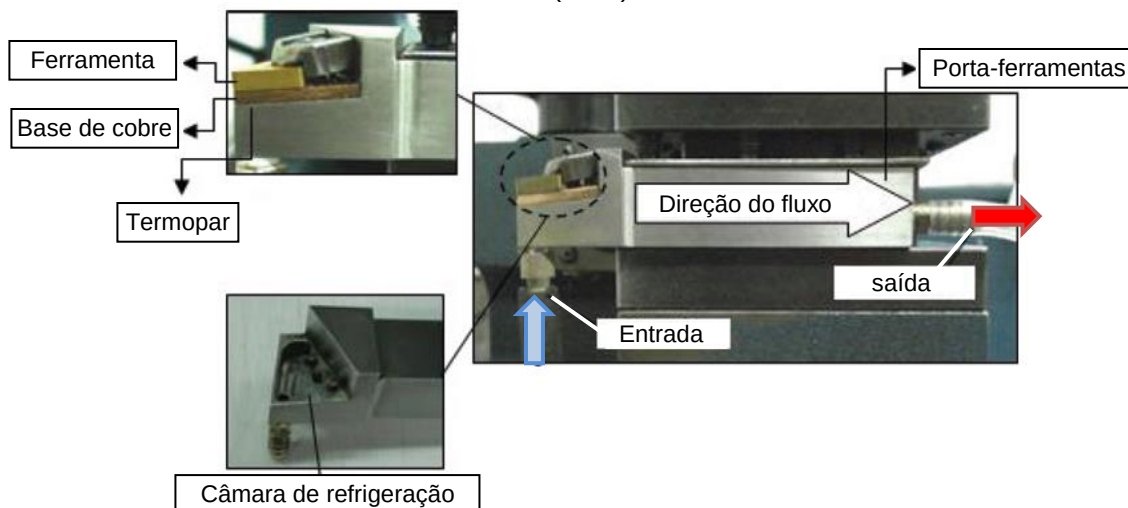


Fonte: Adaptado de FAPESP 08/50918-6.

Na sequência, Vicentin et al. (2010) desenvolveram um modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente, conforme apresentado na Figura 21. Para sua validação, foram usinados corpos de prova feitos do aço AISI SE63012 e os parâmetros de corte adotados foram: $V_c = 110$ m/min, 140 m/min e 180 m/min; $a_p = 1$ mm e $f = 0,32$ mm/rev. Avaliou-se o desgaste e a temperatura da ferramenta e a rugosidade superficial da peça usinada. O fluido do sistema interno de refrigeração foi o CFC-R11, atualmente substituído pelo HCFC-R141b.

Neste modelo, o fluido que circulava internamente entrava pela região posterior do porta-ferramentas e, ao chegar próximo à região da ferramenta de corte, passava a ter contato com uma base de cobre, por onde a transferência térmica ocorria. É importante salientar que, similar ao modelo de Rozzi et al. (2011), o fluido não tem contato direto com a ferramenta de corte e, nesse caso, o intermédio era realizado pela base em questão. Após isso, o fluido refrigerante seguia para a saída e, então, retornava ao sistema de circulação composto por bomba, condensador e reservatório.

Figura 21 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente desenvolvido por Vicentin et al. (2010).



Fonte: adaptado de Vicentin et al. (2010).

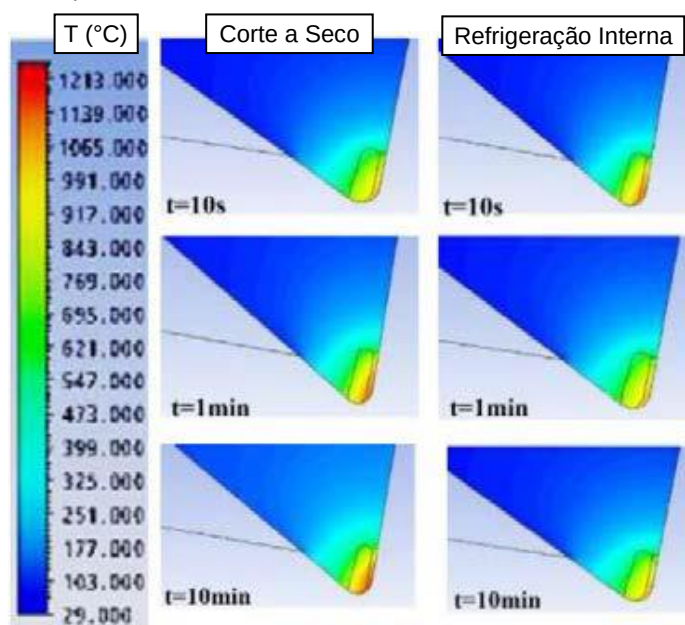
Ainda tratando do trabalho de Vicentin et al. (2010), os autores obtiveram resultados promissores ao comparar o método de RI com o corte a seco para as duas menores velocidades de corte no que diz respeito à manutenção da geometria da ferramenta de corte e menor remoção de suas camadas de revestimento. Para a $V_c = 140$ m/min, a redução na temperatura da superfície inferior da ferramenta de corte foi de, aproximadamente, 14 %. Ainda assim, os autores reconhecem que o principal desafio é tornar o método da refrigeração interna compatível com a refrigeração abundante.

Sanchez et al. (2016), em pesquisa envolvendo o porta-ferramentas já citado e desenvolvido por Vicentin et al. (2010), desenvolveram um modelo de condução de calor transiente tridimensional a fim de estimar a temperatura e fluxo de calor envolvido no processo de usinagem com refrigeração indireta da ferramenta. Os dados experimentais obtidos foram utilizados para validar o modelo, considerando um tempo de usinagem de 30 minutos e um coeficiente de transferência de calor de $1\,850$ W/m²K.

Nesse trabalho, os autores concluíram que com a RI o processo de usinagem atinge a estabilidade térmica em um menor tempo, com temperaturas menores e valores consistentes com relação aos dados experimentais. Uma informação relevante sobre esse modelo de porta-ferramentas é que, de acordo com os resultados, a RI só se torna vantajosa quando o processo de usinagem excede o tempo necessário para que a estabilidade térmica seja atingida. Na Figura 22 é

apresentado o perfil de temperatura da ferramenta de corte para o corte a seco e com refrigeração interna em relação ao tempo de usinagem. Observa-se que nos dez primeiros segundos a diferença de temperatura entre os métodos é reduzida, porém com 1 min e 10 min, a diferença entre os métodos se tornar acentuada, evidenciando a capacidade de refrigeração do método RI.

Figura 22 - Perfis de temperatura da ferramenta de corte no Corte a Seco e Refrigeração Interna.



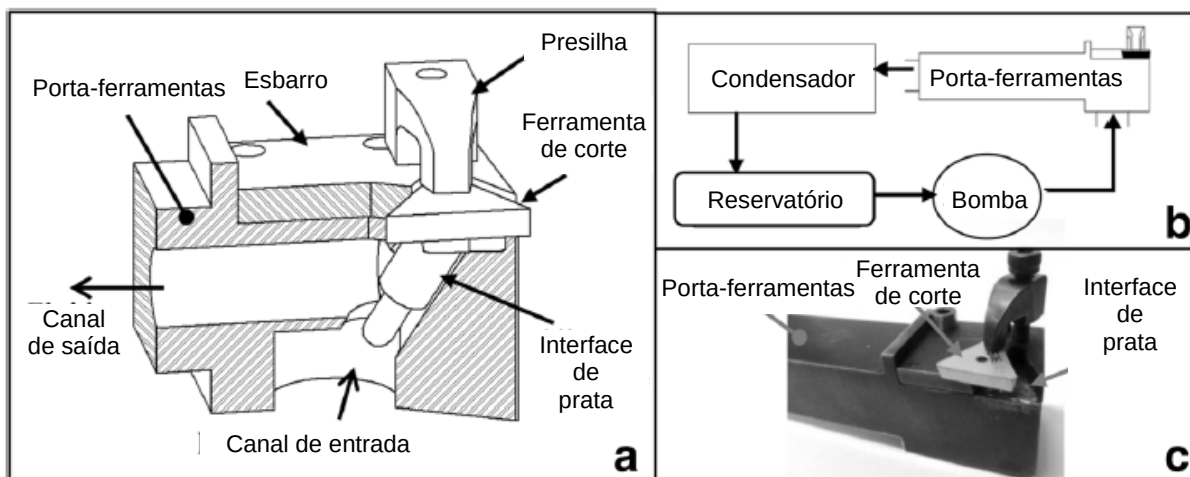
Fonte: adaptado de Sanchez et al. (2016).

Já Ingraci et al. (2016), também no Laboratório de Tecnologia da Usinagem (LATUS), desenvolveu o modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente que é apresentado na Figura 23. Sua validação se deu por meio da usinagem contínua e intermitente do aço AISI 1045 ao comparar com o corte a seco e utilização de fluido de corte abundante. É interessante observar que, ao entrar no porta-ferramentas, o fluido tem contato com a interface de prata indicada e que atua como superfície estendida, otimizando o processo de transferência térmica entre ferramenta de corte e fluido refrigerante. Sendo assim, trata-se de um sistema de circulação fechada em que o fluido não tem contato direto com a ferramenta de corte. Uma ferramenta de metal duro, sem revestimento e sem quebra-cavaco foi utilizada (ISO M10-M25). Essa escolha se deu para simplificar a análise do desgaste e evitar a influência das camadas de revestimento e da ação do quebra-cavaco. Os parâmetros de corte foram

$V_c = 80 \text{ m/min}$ e 100 m/min , $f = 0,2 \text{ mm/rev}$ e $0,4 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1 \text{ mm}$ e o fluido que circulava internamente era o HCFC-R141b.

Discutindo o mesmo trabalho, os autores obtiveram as maiores quantidades de material removido com a utilização da RI na maioria das condições testadas. Para as outras condições, seus valores ficaram próximos à quantidade máxima removida pelo corte a seco. Sobre a usinagem intermitente, os autores destacam que a RI tem a capacidade de reduzir as altas tensões resultantes dos ciclos de elevação e diminuição da temperatura. E, para esse caso, a necessidade do fluido de corte pode ser eliminada/reduzida. No corte intermitente, aumentos na vida da ferramenta da ordem de 58 % e 13 % foram obtidos com relação utilização de fluido de corte e corte a seco, respectivamente. Já na usinagem contínua, os aumentos foram de 7 % e 45 %, comparados também com a aplicação de fluido de corte e corte a seco, respectivamente.

Figura 23 - Modelo de porta-ferramentas refrigerado internamente desenvolvido por Ingraci et al. (2016): (a) detalhes internos; (b) sistema de circulação; (c) modelo real.



Fonte: Ingraci et al. (2016).

Ingraci et al. (2016) utilizaram como fluido refrigerante, que circula internamente o HCFC-R141b. Considerando suas características, destacam-se as seguintes razões:

- R141b é amplamente utilizado em sistemas de refrigeração (MAHBUBUL et al., 2013a; YANG et al., 2015).
- Refrigerantes tradicionais de alta pressão, como por exemplo o R410a, R22 e R134a são difíceis de resultarem em nanorefrigerantes estáveis

devido aos seus baixos pontos de ebulição. O ponto de ebulição do R141b é 32,05 °C à temperatura ambiente, o que torna o processo de produção de nanorefrigerantes mais fácil (YANG et al., 2015).

- Este refrigerante não é um CFC e possui calor latente de 223 kJ/kg (INGRACI, 2014).
- Há uma grande diferença nas propriedades termofísicas entre R141b e água. Assim, os resultados de pesquisas existentes sobre os nanofluidos aquosos não podem ser simplesmente aplicados em nanorefrigerantes. A diferença entre as propriedades termofísicas do R141b e as de outros refrigerantes é menor do que entre os fluidos refrigerantes e os não-refrigerantes. Portanto, o comportamento do nanorefrigerante R141b pode refletir, até certo ponto, os de outros nanorefrigerantes (PENG et al., 2015; JIANT et al., 2009).

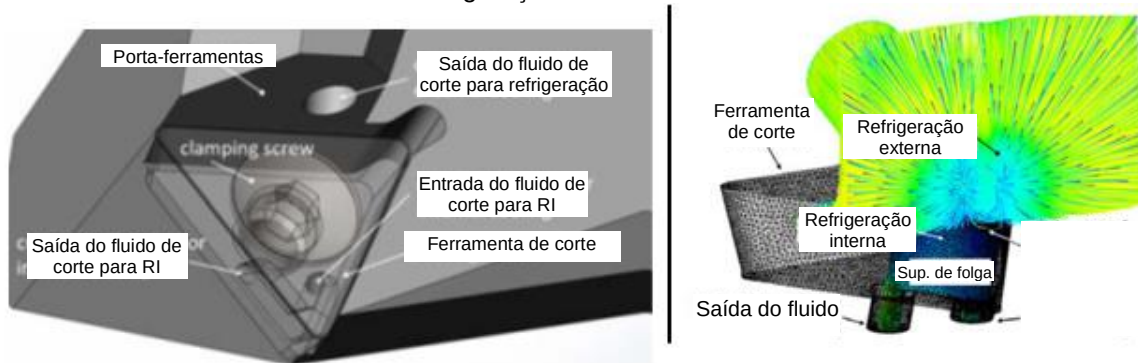
Diferentemente do princípio dos porta-ferramentas refrigerados internamente apresentados anteriormente, existe uma linha de pesquisa onde se estuda a circulação de fluido refrigerante internamente a própria ferramenta de corte, sendo assim o termo “Refrigeração Interna” (*internal cooling*), poderá ser encontrado se referindo tanto ao fluido circulando apenas internamente ao porta-ferramentas, assim como internamente à ferramenta de corte.

O termo “ferramenta de corte inteligente” é citado por Shu et al. (2012, 2013), onde realizaram a simulação de um porta-ferramentas refrigerado internamente. Nesse trabalho, diferentes parâmetros foram considerados para avaliar a eficiência do sistema através da máxima temperatura da ferramenta e da diferença entre temperaturas de entrada e saída do fluido. Com essas análises, constatou-se um decréscimo da temperatura da ferramenta de corte de 381,62 °C para 273,9 °C com o uso da RI.

Bleicher et al. (2016) estudaram a influência da refrigeração interna e externa durante o processo de usinagem de blocos de alumínio para motores. Esse material passou por um processo chamado *wire-arc-sprayed* que resulta em durezas da ordem de 850 HV. Comumente, a indústria automobilística enfrenta problemas com relação a desgaste de entalhe e formação da aresta postiça de corte. O modelo desenvolvido é apresentado na Figura 24. Neste caso, o fluido irá circular por dentro da ferramenta de corte e não somente dentro do porta-ferramentas. Além disso, o modelo prevê a

aplicação do fluido de forma abundante também. Ao analisar a combinação da RI com Abundante e somente aplicação da Abundante, os autores obtiveram reduções de mais de 50 % no desgaste de flanco máximo da ferramenta de corte e ausência de desgaste de entalhe.

Figura 24 - Porta-ferramentas de Bleicher et al. (2016): (a) detalhes do modelo; (b) simulação com refrigeração interna e externa.

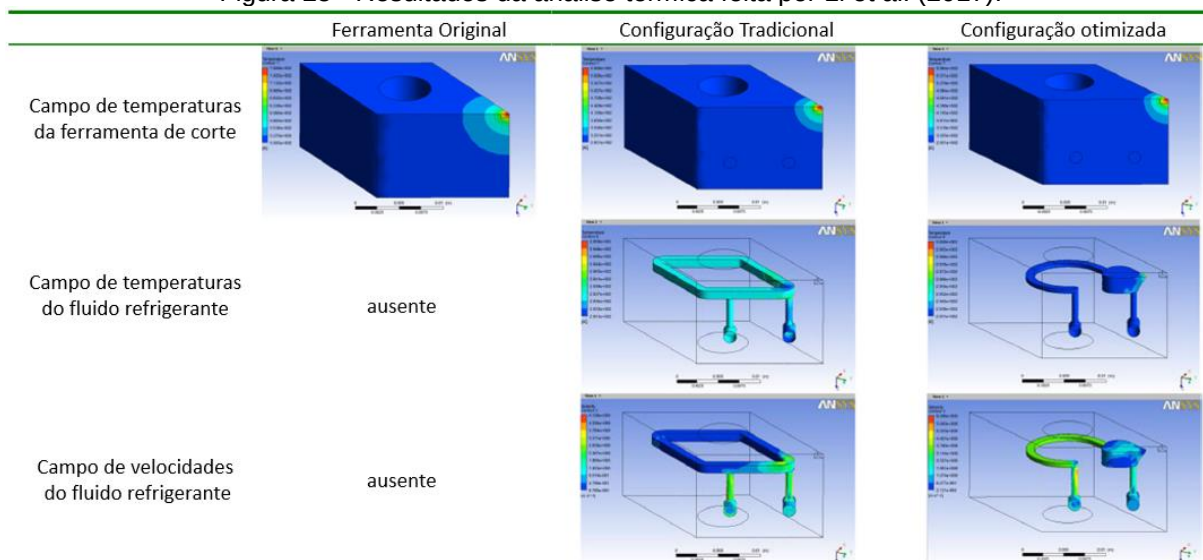


Fonte: adaptado Bleicher et al. (2016).

Em outro trabalho, Bleicher et al. (2018), realizaram um estudo comparando a refrigeração externa com alta pressão e a combinação entre refrigeração interna e externa. Os parâmetros de usinagem foram $V_c = 134$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev e $a_p = 0,9$ mm. O fluido que circulava internamente era o próprio fluido de corte utilizado, porém com vazão de 1,6 L/min. Nesse caso, ao adicionar a RI, o desgaste de entalhe deixou de ocorrer e a vida da ferramenta dobrou.

Li et al. (2017) desenvolveram uma análise para otimizar a topologia de uma ferramenta de corte refrigerada internamente por meio de simulação Fluidodinâmica Computacional (CFD). Considerou-se uma ferramenta de corte original, assim como duas condições diferentes para circulação interna do fluido refrigerante, conforme apresentado na Figura 25. A condição tradicional já era conhecida. Os autores também realizaram um estudo da influência da vazão do fluido. Como resultados das análises, a tensão máxima para a configuração otimizada e a tradicional foram, quando comparadas à ferramenta original, 7,6 % e 16,6 % maiores, respectivamente. Quanto às temperaturas, a ferramenta otimizada apresentou uma redução de 180,4 °C e 6,2 °C, comparada à original e à tradicional, respectivamente.

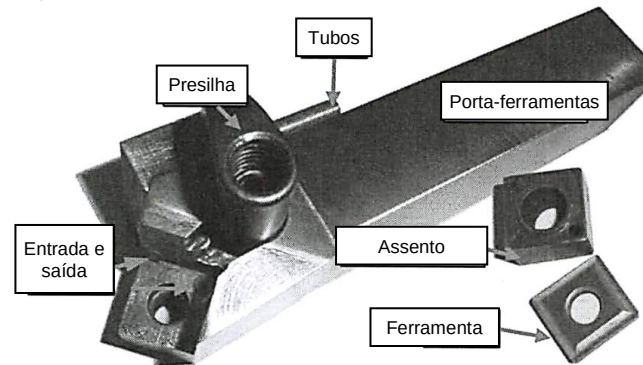
Figura 25 - Resultados da análise térmica feita por Li et al. (2017).



Fonte: adaptado de Li et al. (2017).

Um passo à frente, Shu et al. (2013) realizaram um estudo sobre um método para estimar a temperatura de ferramentas refrigeradas internamente, em que a denominam “Ferramenta de Corte Inteligente” (*Smart Cutting Tool*). A mesma é apresentada na Figura 26. Observa-se que o acesso do fluido, que no caso é água a 20 °C, ao porta-ferramentas (PF) se dá pela região indicada por “tubos” e que o modelo de ferramenta adotado “veste” o calço, sendo um modelo de ferramenta específica para esse projeto, resultando na impossibilidade de ensaios com ferramentas comercialmente disponíveis. Esse estudo voltou-se para materiais de difícil usinagem, o que torna a pesquisa interessante, visto que grande parte dos estudos se restringem a materiais de fácil usinagem. Quatro diferentes condições de usinagem foram simuladas e testadas para a liga de alumínio 6061-T6, variando-se a velocidade de corte e mantendo constante o avanço (f) e a profundidade de corte (ap). Os ensaios práticos demonstraram reduções na temperatura da ferramenta de corte entre 20 % e 29 %, conforme as condições se tornavam mais severas, respectivamente.

Figura 26 - Modelo de porta-ferramentas desenvolvido Shu et al. (2013).



Fonte: Adaptado de Shu et al. (2013).

Outro modelo de porta-ferramentas com ferramenta refrigerada internamente foi desenvolvido por Wu et al. (2018). Os autores usam o termo “Ferramenta Modular Internamente Refrigerada” para se referir a essa tecnologia. Foram realizadas simulações numéricas, ensaios práticos a fim de avaliar a influência da refrigeração interna, e obtiveram resultados promissores. Os ensaios práticos foram realizados tanto no processo de usinagem quanto por meio do aquecimento da ferramenta de corte através de uma resistência térmica. Concluíram que quanto maior se torna o fluxo de calor, maiores são as diferenças entre corte a seco e refrigeração interna, atingindo reduções na temperatura com aplicação da RI da ordem de 59,8 % e 58,0 % para os ensaios com torneamento e por aquecimento da ferramenta (resistência elétrica) respectivamente. Na Figura 27 é apresentado o modelo desenvolvido. Nota-se que, nesse caso, devido à posição da entrada e saída do fluido que circula internamente, apenas o corte ortogonal pôde ser avaliado, tornando esse projeto limitado em termos de aplicabilidade.

Figura 27 - Ferramenta Modular Internamente Refrigerada desenvolvido por Wu et al. (2018).

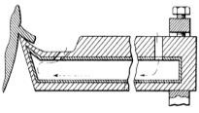
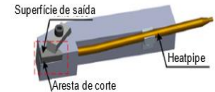
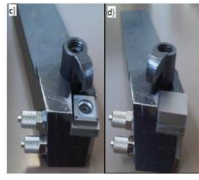


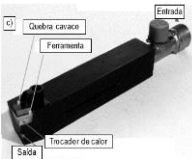
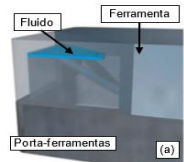
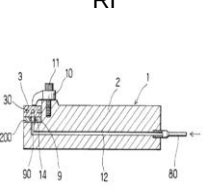
Fonte: Wu et al. (2018).

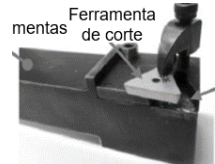
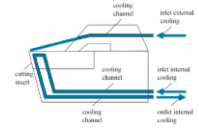
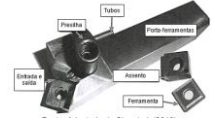
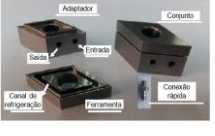
Um resumo sobre os principais trabalhos envolvendo soluções para a redução/eliminação da necessidade de utilização de fluidos de corte é apresentada na Tabela 2. Esses trabalhos envolvem a aplicação do *heatpipe*, de sistemas de refrigeração interna no porta-ferramentas e, também, nas internamente às ferramentas de corte.

Analisando as diferentes propostas de refrigeração indireta desenvolvidas pelos autores e trabalhos citados anteriormente, compreende-se o potencial que esse tipo de adaptação possui. Para que um sistema com refrigeração interna eficiente e economicamente viável seja proposto, alguns fatores como o fluxo de calor intenso na usinagem, a utilização de ferramentas de corte convencionais e a circulação em sistema fechado (recirculação do fluido) devem ser considerados no desenvolvimento do projeto. Por último, para que o porta-ferramentas refrigerado internamente seja vantajoso, a vida da ferramenta não precisa, necessariamente, ser superior à da ferramenta em condições de fluido abundante. Isso se deve ao fato de que diversos fatores são levados em consideração no momento de avaliar a aplicabilidade de determinada tecnologia na usinagem e, nesse caso, todos os gastos relacionados com a utilização do fluido de corte entram nessa avaliação.

Tabela 2 - Trabalhos envolvendo *heatpipe* e refrigeração interna.

Autores	Modelo	Material Usinado e Ferramenta	Fluido e Vazão	Métodos Comparados e Condições de Usinagem	Resultados / Observações
Jeffries e Zerkle (1970)	<i>Heatpipe</i> 	N/C	Água	N/C	- Patente US3664412. - Início dos registros de investigação sobre métodos de refrigeração indireta.
Liang et al. (2011)	<i>Heatpipe</i> 	AISI 1045 Metal duro	Água	CS e <i>Heatpipe</i> $f = 0,1 \text{ mm/rev}$; $ap = 0,7 \text{ mm}$; $Vc = 62 \text{ m/min}$ a $282,73 \text{ m/min}$.	<u>Temperatura</u> - Os autores obtiveram uma redução de 9,7 % ($96,6^\circ\text{C}$) na temperatura da aresta da ferramenta de corte.
Chiou et al. (2007)	<i>Heatpipe</i> 	AISI 1020 e AISI 1040 Metal Duro Revestida	N/C	CS e <i>Heatpipe</i> $Lc = 300 \text{ mm}$; $Vc = 29,9 \text{ m/min}$ e $40,94 \text{ m/min}$.	<u>Temperatura</u> - AISI 1040: até 23 % (25°C) de redução, comparado ao CS; - AISI 1020: com $Vc = 29,9 \text{ m/min}$, redução de 24°C e para $Vc = 40,94 \text{ m/min}$, redução de 25°C , com a aplicação do <i>heatpipe</i>
Quan e Mai (2015)	<i>Heatpipe</i> 	AISI 5140 AISI 1045 AISI AL-SI Metal duro	Água	M05 $Vc = 90 \text{ m/min}$; $ap = 0,5 \text{ mm}$; $f = 0,2 \text{ mm/rev}$; P10 $Vc = 200 \text{ m/min}$; $ap = 1,6 \text{ mm}$; $f = 0,2 \text{ mm/rev}$; K20 $Vc = 600 \text{ m/min}$; $ap = 2,5 \text{ mm}$; $f = 0,2 \text{ mm/rev}$.	<u>Temperatura</u> - Segundo os autores, redução de 50°C na temperatura da ferramenta de corte.
Wu et al. (2020)	<i>Heatpipe</i> 	AISI Grau 5 (Ti-6Al-4V) Metal duro	50 % de Acetona	CS e <i>Heatpipe</i> $Vc = 60 \text{ m/min}$ a 150 m/min ; $ap = 0,5 \text{ mm}$; $f = 0,3 \text{ mm/rev}$.	<u>Desgaste</u> - Reduções no desgaste de flanco e da ponta da ferramenta entre 20 % e 30 %.
Ghani (2013)	RI 	AA6082 Metal duro	Água	RI e CS $Vc = 150 \text{ m/min}$ a 330 m/min ; $f = 0,1 \text{ mm/rev}$; $ap = 0,2 \text{ mm}$.	<u>Temperatura</u> - Redução de até 40 % na temperatura de corte.

Rozzi et al. (2011)		Aço Inoxidável 416 Metal duro	NL ₂ 0,04 L/min	AB e RI Vc = 85,6 m/min a 200 m/min; f = 0,33 mm/rev; ap = 1 mm.	<u>Vida da Ferramenta</u> Com o aumento da Vc, a diferença entre os métodos RI e AB reduziu. Ainda assim, a vida da ferramenta com RI foi 9 vezes maior com Vc = 85,6 m/min e similar com 200 m/min.
Ferri et al. (2013)		Liga de Al 6082-T6 Metal duro	Água 0,3 L/min	CS e RI Vc = 200 m/min, 250 m/min e 300 m/min; f = 0,10 mm/rev; 0,15 mm/rev e 0,20 mm/rev; ap = 0,2 mm; 0,35 mm e 0,5 mm.	<u>Temperatura</u> - Avaliação por meio da medição da temperatura do cavaco; - Redução de 25 °C (9,6 %).
Isik et al. (2017)		Aço AISI D2 / Metal duro revestida	Água	CS e RI Vc = 80, 113 e 170 m/min; f = 0,08 mm/rev; ap = 0,5 mm.	<u>Desgaste</u> - Redução de 15 % no desgaste de flanco; <u>Temperatura</u> - Redução de 10,2 %; <u>Rugosidade</u> - Redução de 12 % no valor da rugosidade Ry.
Kromanis et al. (2014)		N/C	N/C	N/C	Modelo adicionado a este resumo apenas por causa de sua proposta. Até o presente momento, não foi encontrado na literatura algum trabalho onde tenha sido construído um porta-ferramentas com geometria bipartida.
Murakawa e Jin (2003)		Não cita material / Metal duro	Água (5 °C) 10~15 L/min	AB, MQL, Ar (-10 °C) e RI (água 5 °C) Vc = 100 m/min; ap = 0,5 mm; f = 0,5 mm/rev.	<u>Desgaste</u> - Desgaste de entalhe não apresentou diferenças; - Desgaste de Flanco: Apenas MQL, ao final, apresentou um aumento no seu valor. <u>Rugosidade</u> - Não variou entre as diferentes condições.
Gupta et al. (2019)		Inconel 725 / não cita	N/C	RI CS e AB Vc = 50 m/min, 75 m/min e 100 m/min; ap = 0,5 mm; f = 0,05 mm/rev; 0,075 mm/rev e 0,125 mm/rev.	<u>Desgaste</u> Comparado com AB: desgaste de flanco entre 15 % e 18 % menor e desgaste da ponta entre 6 e 9 % menor; - Comparado com CS: Desgaste de flanco entre 70 % e 75 % menor e desgaste da ponta entre 62 % e 65 % menor.
Zhao et al. (2002)	N/C	N/C o material Metal duro e Aço Rápido	N/C	Fluxos de calor entre 2 W/mm ² e 25 W/mm ² aplicados na ferramenta por até 40 minutos.	<u>Desgaste</u> Redução no desgaste e consequente aumento de 15 % na vida da ferramenta.

Vicentin et al. (2010)	 RI	AISI SE63012 / Metal duro revestida	CFC-R11	CS, AB e RI	Vc = 110 m/min, 140 m/min e 180 m/min; ap = 1 mm; f = 0,32 mm/rev.	<u>Desgaste</u> - 110 m/min e 140 m/min: desgastes com valores muito próximos; <u>Temperatura</u> - 14 % de redução com RI para Vc = 140 m/min); <u>Rugosidade</u> - 110 m/min: RI resultou nos menores valores. AB os maiores. - 140 m/min: maiores valores para RI.
Ingraci et al. (2016)	 RI Ferramenta de corte	AISI 1045 / Metal duro revestida	R141b 1,78 L/min	CS, AB e RI	Vc = 80 m/min e 100 m/min; f = 0,2 mm/rev e 0,4 mm/rev. ap = 1 mm.	Patente: BR102013018189-7A2 <u>Material removido</u> Corte Interrompido: RI removeu 58 % a mais que AB e 13 % a mais que CS; Corte Contínuo: RI removeu 7 % a mais que AB e 45 % a mais que CS. <u>Temperatura</u> - Redução de 10 % em geral. - RI 80 °C menor que o CS (intermitente); - RI 50 °C menor que CS (contínuo).
Bleicher et al. (2016)	 RI - Interno a ferramenta	Bloco de alumínio (motor) / Metal Duro revestida (TCMT 16T308)	Fluido de corte (0,24~0,68 L/min)	RI+AB AB	Vc = 134 m/min; f = 0,2 mm/rev; ap = 0,9 mm.	<u>Desgaste</u> AB: ocorrência de desgaste de entalhe e APC; AB+RI: ausência de entalhe, mas ocorrência de APC; Redução de 50 % no V_{BB} com a RI.
Bleicher et al. (2018)	 RI - Interno a ferramenta	Bloco de alumínio (motor) / Metal Duro revestida (TCMT 16T308)	Fluido de corte 1,6 L/min	AB (alta pressão) AB + RI	Vc = 134 m/min; f = 0,2 mm/rev; ap = 0,9 mm.	<u>Desgaste</u> Aumento de 200 % na vida da ferramenta; Ausência do entalhe;
Shu et al. (2013)	 RI - Interno a ferramenta	Liga de alumínio 6061-T6 / Metal duro	Água (21 °C) 10 mL/min	CS e RI (aquecimento por resistência)	Vf = 45 mm/min ap = 1 mm; Rot = 220 rpm., 430 rpm., 670 rpm. e 1 525 rpm.	<u>Temperatura</u> Reduções do método CS para a RI - 220 rpm: 86,8 °C para 69,7 °C; - 430 rpm: 163,1 °C para 102,3 °C; - 630 rpm: 244,3 °C para 157,9 °C; - 1525 rpm: 307,2 °C para 221,9 °C.
Wu et al. (2018)	 RI - Interno a ferramenta	Não cita / Metal duro	Água (20 °C)	CS e RI (ensaios práticos e com resistência térmica)	ap = 1 mm; f = 0,16 mm/rev; Rot = 320 rpm.	<u>Temperatura</u> - Redução de 59,8 % (torneamento); - Redução de 58 % (aquecimento por resistência térmica).

RI – Refrigeração Interna; AB – refr. Abundante; CS – Corte a seco; N/C – Não Consta.
Fonte: elaborada pelo autor.

2.2. Nanofluidos

De acordo com Choi (1995), nanofluidos são suspensões coloidais, em escala nanométrica de sólidos em líquidos, desde que essas nanopartículas apresentem tamanho em escala de 1 nm a 100 nm. Essa nova geração de fluidos surgiu nas últimas décadas devido aos avanços na área de nanotecnologia.

Sarkar et al. (2011) afirmam que os materiais de nanopartículas podem ser metais estáveis (ouro, cobre), óxidos (alumínio, silício, zircônio, titânio, cobre), carbeto metálicos (SiC) e o carbono em diversas formas (diamante, grafite, grafeno, nanotubos de carbono e fulereno) e nanopartículas funcionalizadas. Além das nanopartículas, os nanofluidos são compostos por fluidos base que podem ser água, líquidos orgânicos (etilenoglicol, refrigerantes etc.), óleos e lubrificantes, biofluidos e soluções poliméricas.

Ao considerar a adição de nanopartículas em um fluido, espera-se que diversas propriedades do nanofluido sejam diferentes da do fluido base. Dentre essas propriedades, destaca-se a condutividade térmica, visto que as nanopartículas apresentam valores de condutividade térmica maiores que a dos respectivos fluidos base, conforme apresentado na Tabela 3. Como consequência, nanofluidos estáveis apresentam um grande potencial de transferência térmica, seja em escoamentos monofásicos ou bifásicos.

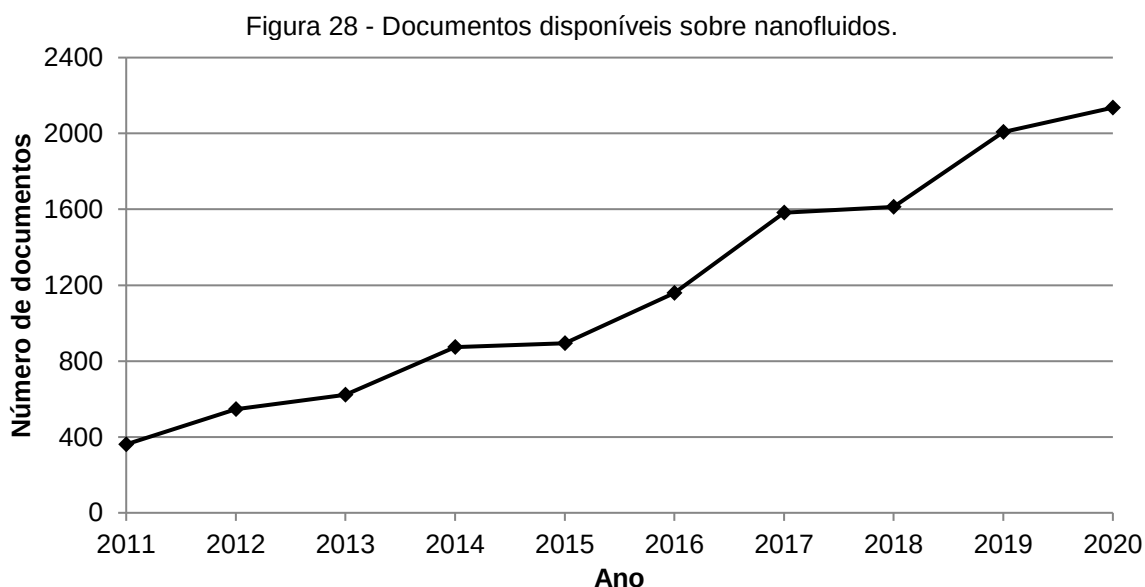
Tabela 3 - Condutividade térmica de diversos materiais.

Material	K (W/m.K)	Material	K (W/m.K)
Nanotubos de Carbono (CNT) ^[1]	2 980-6 000	Água ^[3]	0,613
Ouro (Au) ^[3]	317,0	Etilenoglicol ^[3]	0,252
Grafeno ^[1]	5 000,0	Propilenoglicol	0,182
Prata (Ag) ^[3]	429,0	Etanol	0,180
Carbeto de Silício ^[3]	490,0	Amônia ^[3]	0,025
Cobre (Cu) ^[3]	401,0	R22 ^[3]	0,082
Óxido de Cobre	69,0	R134a ^[3]	0,080
Alumina (Al ₂ O ₃)	40,0	R141b ^[3]	0,096
Magnetita (Fe ₃ O ₄) ^[2]	38,0	Querosene ^[3]	0,150
Hematita (Fe ₂ O ₃) ^[2]	65,0	Óleo de Motor ^[3]	0,145
Óxido de Titânio (TiO ₂)	13,7		

Fonte: ^[1] Prakash, 2005; ^[2] Mo e Smeltzer, 1970; ^[3] Incropera, 2008 (300 K).

Choi (1985) elencou algumas das vantagens dos nanofluidos quando comparados com soluções simples, sendo elas: (i) área superficial maior e, conseqüentemente, maior superfície de transferência térmica entre fluido e nanopartículas; (ii) alta estabilidade com movimento browniano predominante das nanopartículas; (iii) potência de bombeamento reduzida quando comparado com fluidos simples para se obter transferências térmicas equivalentes; (iv) redução da sedimentação quando comparado com soluções convencionais (micropartículas), resultando em sistemas com dimensões reduzidas; (v) propriedades ajustáveis, incluindo condutividade térmica e molhabilidade através da variação da concentração de nanopartículas.

Como consequência desse potencial, o número de pesquisas realizadas para se compreender melhor a influência das nanopartículas em fluidos segue uma tendência de crescimento anual. É apresentado na Figura 28 o crescimento do número de publicações nos últimos 10 anos, de acordo com a base de dados SCOPUS, relacionadas com as palavras “*nanofluid*” (nanofluido) ou “*nanofluids*” (nanofluidos) e “*heat transfer*” (transferência de calor) em seus títulos, resumos ou palavras-chave. No total, foram publicados 11 793 trabalhos relacionados.



Fonte: gráfico elaborado pelo autor. <<https://www.scopus.com>>, acessado em 02 de março de 2021.

2.2.1. Nanorefrigerantes

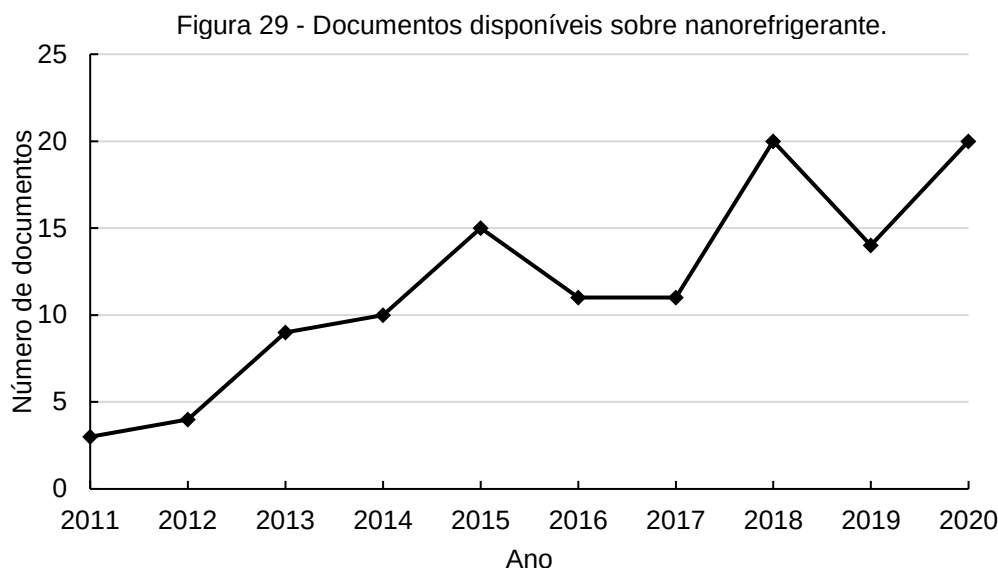
“A pesquisa sobre nanorefrigerantes ainda está em sua infância. Todo trabalho, estudo e experimento, não importa o quão grande ou pequeno seja, é importante para

o avanço das pesquisas no campo dos nanofluidos e nanorefrigerantes” (NAIR et al., 2016).

Nanorefrigerante é um tipo de nanofluido em que o fluido base, nesse caso, é um refrigerante convencional puro. Assim como outros nanofluidos, é uma mistura de refrigerante com nanopartículas sólidas. Os nanorefrigerantes estão sendo considerados promissores para melhorarem a eficiência térmica de sistemas de refrigeração e de ar-condicionado por causa da condutividade térmica das nanopartículas (MAHBUBUL et al., 2015).

Assim como o propósito dos nanofluidos é o de melhorar a capacidade de transferência térmica de diversos tipos de fluidos, após algum tempo, esse conceito se estendeu para os refrigerantes. De acordo com o que afirma Nair et al. (2016), a importância desse tipo de fluido está na sua capacidade de reduzir o tamanho dos sistemas de refrigeração e na necessidade de compressores menos potentes, pois os sistemas serão mais eficientes. Esses pontos são consequências diretas das propriedades termofísicas superiores às dos refrigerantes sem nanopartículas.

É interessante realizar também uma comparação entre os trabalhos relacionados com nanofluidos e nanorefrigerantes. Em pesquisa feita na base de dados SCOPUS, ao analisar os últimos 10 anos, notou-se que a quantidade de documentos que possuem os termos “*nanorefrigerant*” (nanorefrigerante) OU “*nanorefrigerants*” (nanorefrigerantes) em seus títulos, resumos ou palavras-chave totalizam 117, conforme apresentado na Figura 29. O pico foi no ano de 2018 e 2020 com 20 documentos relacionados, sendo que, ao comparar com as pesquisas relacionadas à nanofluidos, nesses mesmos ano foram publicados 1 613 e 2 136 documentos, respectivamente, conforme já demonstrado na Figura 28. Esses números evidenciam, apesar dos nanorefrigerantes serem parte dos nanofluidos, que essa é uma área que ainda carece de estudos a respeito.



Fonte: elaborada pelo autor. <<https://www.scopus.com>>, acessado em 02 de março 2021.

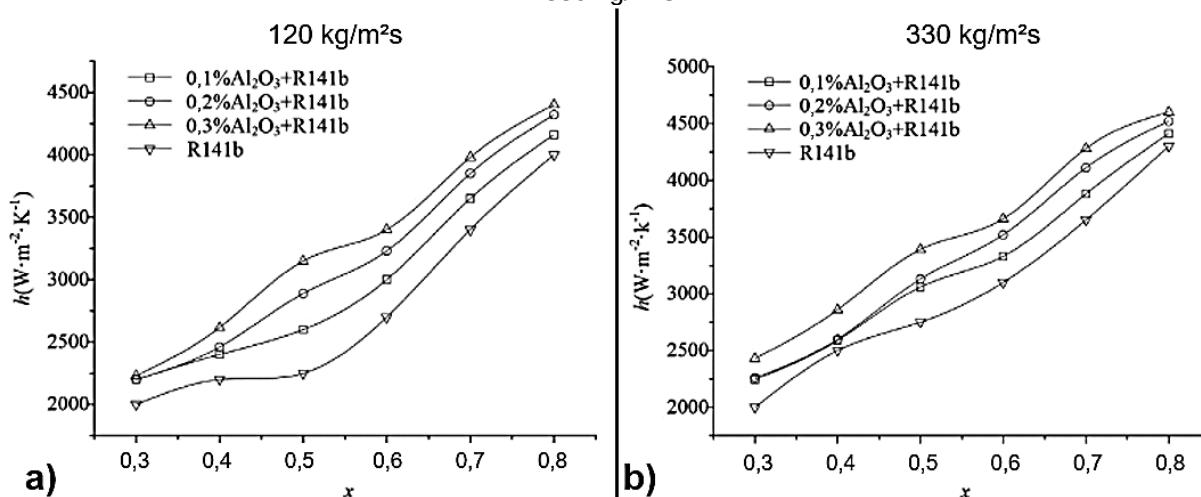
De acordo com Nair et al. (2016), as pesquisas relacionadas com a transferência de calor em ebulição para nanorefrigerantes são as mais realizadas. Esses estudos já são naturalmente complexos e se tornam ainda mais quando a adição de nanopartículas é considerada nos refrigerantes. Resultados divergentes para nanofluidos e nanorefrigerantes vem sendo observados e, ainda segundo os autores, essa divergência não deve ser levada como desmotivação, já que vários resultados publicados apresentam aumento na capacidade de transferência térmica em ebulição dos nanorefrigerantes quando comparados com o fluido base.

A transferência de calor para ebulição nucleada foi investigada por Trisaksri e Wongwises (2009). No experimento, nanopartículas de TiO_2 foram misturadas com o R141b em concentrações 0,01 vol %, 0,03 vol % e 0,05 vol %. Para o preparo dos nanofluidos não foram utilizados surfactantes e as nanopartículas foram dispersas no fluido base por meio de agitação ultrassônica (6 horas), resultando em nanofluidos com estabilidade acima de 3 semanas. Apesar da estabilidade atingida, o coeficiente de transferência de calor em ebulição (h) foi deteriorado e, essa redução se tornou mais intensa com o aumento da concentração. Além disso, os autores destacam que o aumento da concentração de nanopartículas não só reduziu o valor do h , como também alterou o efeito da variação de pressão nos refrigerantes.

Em trabalho para avaliar a transferência de calor em convecção forçada, Sun e Yang (2013) produziram 4 diferentes nanofluidos, com diferentes fluxos de massa para serem analisados em um tubo horizontal. Os nanofluidos foram Cu/R141b,

Al/R141b, $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{R141b}$ e $\text{CuO}/\text{R141b}$ e, para cada tipo, três concentrações mássicas foram adotadas: 0,1 wt %, 0,2 wt % e 0,3 wt %. A produção foi através de agitação ultrassônica com duração de 30 minutos e adição de surfactante (span-80). Para todas as condições, a transferência de calor aumentou com a adição de nanopartículas, sendo que o nanorefrigerante Cu-R141b com fluxo de $120 \text{ kg/m}^2\text{s}$ e 0,3 wt % chegou a 49 %. O aumento médio do h , considerando todas as condições avaliadas foi de 27 %. Na Figura 30 é apresentado o comportamento do nanorefrigerante $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{R141b}$ para os diferentes fluxos de massa.

Figura 30 - Coeficiente de transferência de calor (h) do nanofluido $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{R141b}$: (a) $120 \text{ kg/m}^2\text{s}$; (b) $330 \text{ kg/m}^2\text{s}$.



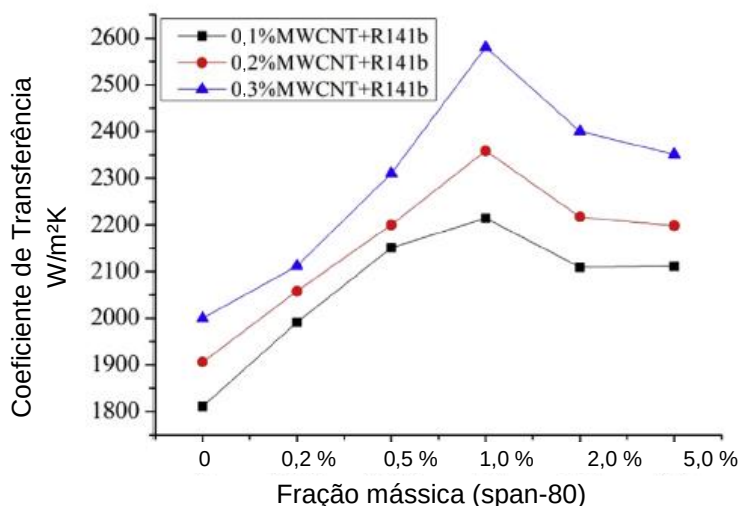
Fonte: adaptado de Sun e Yang (2013).

Jiang et al. (2018) realizaram um estudo com o nanorefrigerante $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{R123}$ aplicado no ciclo Rankine. Foram assumidas concentrações volumétricas de 0,03 %, 0,13 %, 0,18 % e 0,23 % e fluxos de $0,7 \text{ m}^3/\text{h}$, $1,3 \text{ m}^3/\text{h}$ e $1,8 \text{ m}^3/\text{h}$. Esse refrigerante, assim como o R141b, não é tóxico nem inflamável, possui ótimas propriedades térmicas e, além disso, se mantém líquido em temperatura ambiente e pressão atmosférica, facilitando o processo de produção do nanofluido. Para todas as condições, os autores registraram um aumento no coeficiente de transferência de calor, sendo que os nanorefrigerantes sempre apresentaram valores superiores ao do refrigerante-base.

A transferência de calor e características do escoamento do nanorefrigerante composto por nanotubos de carbono de múltiplas camadas (MWCNT) e R141b com diferentes frações mássicas (0,1 wt %, 0,2 wt % e 0,3 wt %) e diferentes números de

Reynolds foram estudados por Yang et al. (2015). O método de dois passos foi utilizado para o preparo do nanorefrigerante com 30 minutos de agitação ultrassônica. A utilização ou não do dispersante Span-80 também foi analisada, conforme apresentada na Figura 31.

Figura 31 - Influência do surfactante Span-80 no coeficiente de transferência de calor.



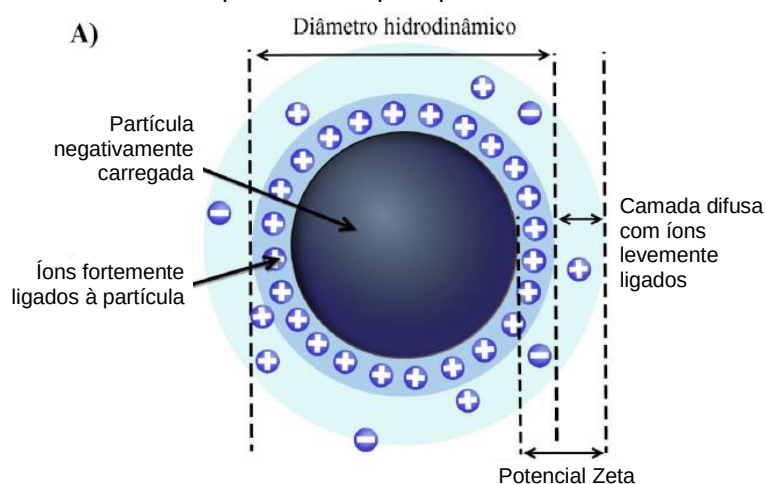
Fonte: adaptado de Yang et al. (2015).

Como resultados, além dos já apresentados na Figura 31, o Nu apresentou um aumento médio de 18 %, sendo que o maior aumento foi de 41 %. Além disso, a viscosidade dos fluidos cresceu com a elevação da concentração de nanopartículas, que resultou no aumento da queda de pressão. Esse aumento na viscosidade também leva a um aumento na potência de bombeamento do sistema e, nesse caso, os autores chamam a atenção para a necessidade de pesquisas sobre o balanço entre a economia de energia (transferência térmica mais eficiente) e o maior consumo de energia (sistema de bombeamento).

Quando se avalia a estabilidade de nanofluidos e nanorefrigerantes é comum se deparar com conceitos como Diâmetro Hidrodinâmico (DH), Potencial Zeta da solução, formação de agregados etc. Segundo Malvern (2004), quando uma partícula é dispersa em um meio líquido, forma-se uma camada de solvatação em sua superfície. O DH inclui essa camada de solvatação, o que faz com que a medição do diâmetro da nanopartícula possa ser superestimada quando comparada, por exemplo, com técnicas de microscopia que medem o diâmetro das partículas secas. Para facilitar o entendimento, é apresentado na Figura 32 o DH. Esses dados são válidos

apenas para o caso de partículas com formatos esféricos. Já no caso da medição do Potencial Zeta de uma superfície, segundo Albernaz (2014), esse valor se refere à carga da bicamada elétrica que recobre a partícula sendo, então, um indicativo da estabilidade coloidal, pois quanto maior o valor das cargas em módulo, maior a repulsão eletrostática entre as partículas e menor o estado de agregação e probabilidade de floculação ou sedimentação. De acordo com Zhang et al. (2017), nanofluidos com Potencial Zeta acima de 30 mV são considerados estáveis e, quando esse valor ultrapassa 40 mV, considera-se esse fator como sendo ótimo.

Figura 32 - Demonstração das medidas para Diâmetro Hidrodinâmico (DH) e Potencial Zeta obtidas em um aparelho DLS para partículas esféricas.

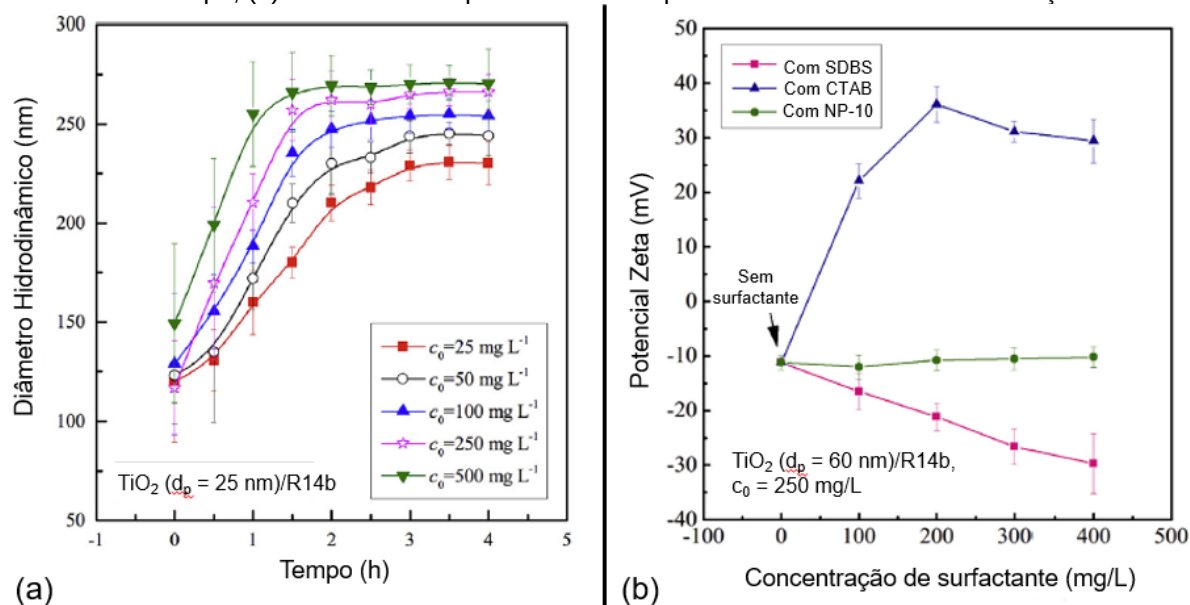


Fonte: adaptado de Albernaz (2014).

Peng et al. (2015) se dedicaram a estudar a estabilidade em operações de longa duração para o nanofluido $\text{TiO}_2\text{-R141b}$ com diferentes tamanhos de nanopartículas (25 nm, 40 nm, 60 nm e 100 nm) e em diferentes concentrações (25 mg/L, 50 mg/L, 100 mg/L, 250 mg/L, 500 mg/L). Os surfactantes utilizados foram o SDBS, CTAB e o NP-10, que são dos tipos aniônicos, catiônicos e não iônicos, respectivamente. O processo de produção foi por agitação ultrassônica durante 20 minutos. Dentre os resultados, conforme observa-se na Figura 33, o aumento do DH perdurou até um certo momento e, a partir de então, esse diâmetro se tornou estável. Quanto ao Potencial Zeta das soluções com surfactantes, registou-se um aumento de 165,2 % para o SDBS, 222,3 % de aumento, seguido de uma redução de 18,6 % para o CTAB e praticamente nenhuma alteração para o NP-10. Por fim, os autores concluíram que diâmetros maiores de nanopartículas tendem a se depositar

mais rapidamente porque seus agregados atingem dimensão suficiente para sofrerem efeito da gravidade em um menor espaço de tempo.

Figura 33 - Estabilidade do nanorefrigerante TiO_2 -R141b: (a) Evolução do diâmetro hidrodinâmico com o tempo; (b) Potencial Zeta para diferentes tipos de surfactantes e concentrações.



Fonte: adaptado de Peng et al. (2015).

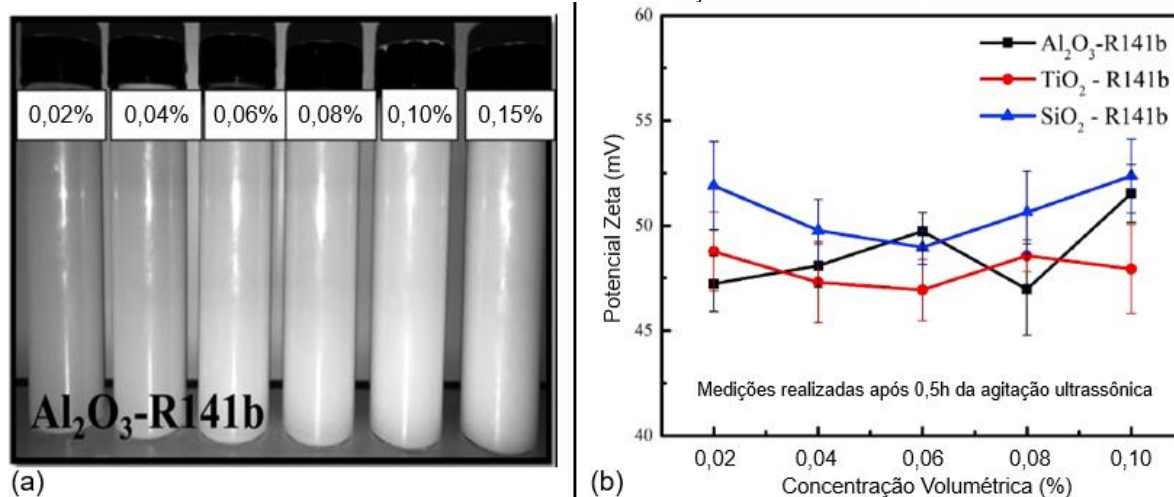
Em trabalho desenvolvido por Naphon e Thongjing (2014), estudou-se a influência da concentração de nanopartículas de TiO_2 no R141b na ebulição em piscina. As concentrações volumétricas analisadas foram 0,01 %, 0,025 %, 0,050 % e 0,075 % e os nanofluidos foram produzidos através de agitação ultrassônica com duração de 3 h e sem adição de surfactantes. Dentre os resultados, destaca-se que o coeficiente de transferência de calor em ebulição tende a diminuir com o aumento da concentração de nanopartículas, principalmente quando elevados fluxos de calor são aplicados. Os autores terminam seu artigo afirmando que existem muitas controvérsias nos resultados experimentais e tendências.

Já Tang et al. (2013), que também estudaram a influência de nanopartículas em refrigerantes para ebulição em piscina, utilizando Al_2O_3 -R141b com concentrações volumétricas de 0,001 %, 0,01 % e 0,1 %. Os nanofluidos foram produzidos por meio de 10 h de agitação ultrassônica e todas as concentrações foram produzidas com e sem o surfactante SDBS. Os autores concluem que as nanopartículas colaboraram para o aumento da capacidade de transferência térmica em piscina para todas as condições, exceto para a de maior concentração (0,1 vol %) sem uso de surfactante.

Os aumentos no coeficiente de transferência de calor foram da ordem de 55 %, 34 % e 10 % para as concentrações de 0,001 %, 0,01 % e 0,1 %, respectivamente, com o uso de surfactante. Segundo os autores, para maiores concentrações, o uso de surfactante reduz a deposição de nanopartículas na superfície aquecida, o que acaba por colaborar com a melhora da capacidade de transferência térmica.

Zhang et al. (2020) realizaram estudos com os nanorefrigerante compostos pelo fluido R141b e nanopartículas de Al_2O_3 , TiO_2 e SiO_2 em diferentes concentrações. Agitação ultrassônica com duração de 1 h foi utilizada para a produção dos nanofluidos. Investigaram-se os efeitos da concentração, temperatura e tamanho de partículas na condutividade térmica dos nanorefrigerantes. Na Figura 34 são apresentados os nanorefrigerantes de Al_2O_3 -R141b após 12 h de suas produções e sem apresentar sedimentação. Os autores concluíram que com o aumento da temperatura e das concentrações, a condutividade térmica dos nanorefrigerantes foram incrementadas, sendo que em maiores temperaturas, esses incrementos são mais expressivos. Para a Al_2O_3 , TiO_2 e SiO_2 , foram obtidos aumentos na condutividade térmica de 4,04-13,36 %, 5,26-14,78 % e 5,88-16,87 %, respectivamente, em concentrações volumétricas variando de 0,02 % a 0,1 %, sempre em temperatura de 25 °C.

Figura 34 - Estabilidade dos nanofluidos: (a) Nanorefrigerantes de Al_2O_3 -R141b em diferentes concentrações volumétricas após 12h de sua produção; (b) Potencial Zeta para os nanofluidos em diferentes concentrações.



Fonte: Zhang et al. (2020).

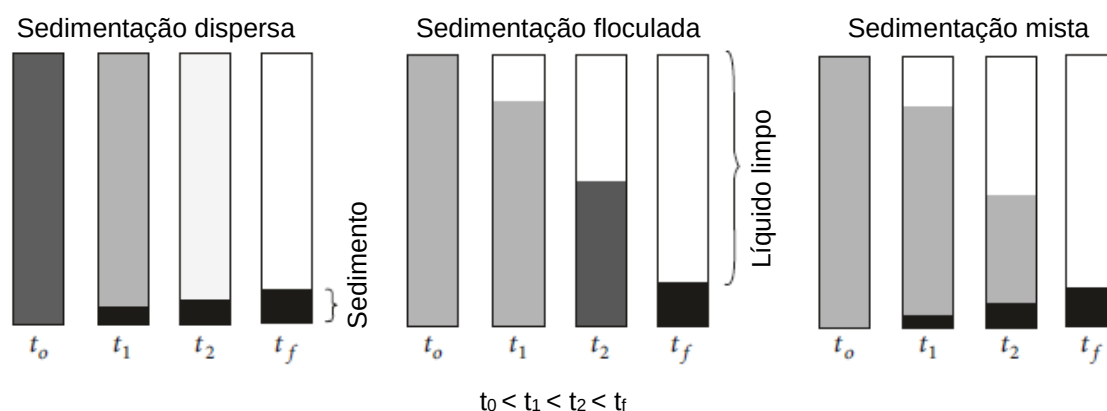
Ainda percorrendo sobre o trabalho de Zhang et al. (2020), um ponto interessante em seus resultados diz respeito à condutividade térmica das

nanopartículas. O Al_2O_3 possui uma condutividade térmica 4,3 vezes maior que o de TiO_2 e quase 30 vezes maior que o SiO_2 , entretanto os resultados da condutividade térmica dos diferentes nanorefrigerantes não variaram mais do que 2 % entre eles. Considerando que o mesmo fluido base foi utilizado, fica evidente a necessidade de se avaliar de forma separada a influência que o tipo de material e o tamanho das nanopartículas podem ter nos resultados, além da interação entre fluido base e nanopartícula.

Uma informação interessante é que, segundo Jiang (2009), a condutividade térmica de nanorefrigerantes com vários tipos de nanopartículas são muito próximas, desde que a concentração delas seja a mesma.

Muito se discute sobre a estabilidade de nanofluidos e sua importância e, sendo assim, Ilyas et al. (2014) definiram três comportamentos de sedimentação que podem ser observados quando os nanofluidos se tornam instáveis: (1) sedimentação dispersa, onde a altura da sedimentação vai aumentando gradualmente com o clareamento da solução; (2) sedimentação floculada, onde a altura do sedimento reduz com o tempo; e (3) sedimentação mista, onde ocorrem os dois fenômenos anteriores de forma simultânea. Esses três comportamentos são apresentados na Figura 35.

Figura 35 - Tipos de sedimentação nos nanofluidos.



Com um olhar direcionado para a aplicação de nanorefrigerantes em sistemas de refrigeração e de ar condicionado, Alawi et al. (2019) fizeram um estudo sobre a influência das propriedades termofísicas do nanorefrigerante Al_2O_3 -R141b no Coeficiente de Performance (COP), com temperaturas variando entre 10 °C e 25 °C e

a concentração volumétrica entre 1 % e 4 %. Os autores afirmam que a condutividade térmica do nanofluido melhorou em até 28,88 % com o aumento da concentração e aumento da temperatura. Além disso, verificaram um aumento de 15,13 % no COP. Aumentos na viscosidade e densidade foram da ordem de 12,63 % e 11,54 %, respectivamente.

Mahbubul et al. (2013a) investigaram a condutividade térmica do Al_2O_3 -R141b em concentrações volumétricas entre 0,5 % e 2 % e temperaturas entre 5 °C e 20 °C. Utilizou-se um agitador orbital por 24 horas para o preparo dos nanofluidos. Acompanhando os resultados de Alawi et al. (2019), os valores da condutividade térmica se elevaram com o aumento da concentração e da temperatura. Os autores chegaram a incrementos da ordem de 141 % na condutividade térmica com a variação da concentração e, variando a temperatura, obtiveram um aumento de 162,6 % para as maiores temperaturas. Os autores justificam esse comportamento devido ao aumento do movimento browniano e da microconvecção. Quanto a viscosidade dos nanofluidos, essa também aumentou com a adição de nanopartículas e em taxas muito maiores que a condutividade térmica, chegando a 179 vezes o valor da viscosidade do refrigerante base.

Jiang et al. (2009) mediram a condutividade térmica do nanorefrigerante composto por várias proporções de nanotubos de carbono (CNT) e do fluido base R113. Os autores observaram que as taxas de aumento da condutividade térmica para o CNT-R113 foram maiores do que para o nanofluido CNT- $\text{H}_2\text{O}_{(D)}$. Com isso, concluíram que maiores proporções de NTC resultam em maiores incrementos na condutividade térmica do nanorefrigerante. Um estudo comparativo foi realizado entre os modelos de Yu-Choi (2003), Hamilton-Crosser (1962) e Xue (2006) e constataram que o modelo de Yu-Choi (2003) é mais preciso em prever a condutividade térmica de nanorefrigerantes, apresentando um desvio médio de 5,5 % quando comparado com os valores medidos.

Considerando os trabalhos apresentados, nota-se que os estudos com o HCFC-R141b partem desde a sua aplicação no porta-ferramentas de Ingraci et al. (2016) até os diversos trabalhos com nanorefrigerantes já citados. Considerando suas características, destacam-se as seguintes justificativas para sua aplicação:

- R141b é amplamente utilizado em sistemas de refrigeração (MAHBUBUL et al., 2013a; YANG et al., 2015).

- Refrigerantes tradicionais de alta pressão, por exemplo o R410a, R22 e R134a são difíceis de resultarem em nanorefrigerantes estáveis devido aos seus baixos pontos de ebulição. O ponto de ebulição do R141b é 32,05 °C à temperatura ambiente, o que torna o processo de produção de nanorefrigerantes mais fácil (YANG et al., 2015).
- Esse refrigerante não é um CFC e possui calor latente de 223 kJ/kg (INGRACI, 2014).
- Há uma grande diferença nas propriedades termofísicas entre R141b e água. Assim, os resultados de pesquisas existentes sobre os nanofluidos aquosos não podem ser simplesmente aplicados em nanorefrigerantes. A diferença entre as propriedades termofísicas do R141b e as de outros refrigerantes é menor do que entre os fluidos refrigerantes e os não refrigerantes. Portanto, o comportamento do nanorefrigerante R141b pode refletir, até certo ponto, sobre outros nanorefrigerantes (PENG et al., 2015; JIANT et al., 2009).

2.2.2. *Protocolo de Montreal*

Para finalizar este tópico, é importante mencionar o Protocolo de Montreal, que diz respeito à redução e eliminação da utilização de fluidos refrigerantes no mundo.

De acordo com o site das Nações Unidas, relacionado aos programas ambientais (*THE MONTREAL PROTOCOL - United Nations Environment Programme*), o Protocolo de Montreal sobre substâncias que deterioram a camada de Ozônio é um marco ambiental multilateral que regulamenta a produção e consumo de aproximadamente 100 produtos químicos sintetizados pelo homem e que são conhecidos como Substâncias que Destroem a Camada de Ozônio (SDO). Quando liberados na atmosfera, esses produtos químicos danificam a camada de ozônio, que funciona como um escudo da terra que protege os seres humanos e o meio ambiente da radiação ultravioleta do sol. Adotado em 15 de setembro de 1987, o Protocolo é até hoje o único tratado da Organização das Nações Unidas universalmente ratificado pelos 197 Estados Membros da ONU.

O Protocolo de Montreal reduz gradualmente o consumo e produção de diferentes SDOs, com diferentes cronogramas para países desenvolvidos (países do

Artigo 2) e em desenvolvimento (países do artigo 5). Os países desenvolvidos e em desenvolvimento possuem responsabilidades iguais, porém diferenciadas. O mais importante é que ambos os grupos de países têm compromissos obrigatórios, com prazos definidos e mensuráveis.

Os hidroclorofluorocarbonetos (HCFCs), que podem ser o R22, R123 e o R141b, por exemplo, são gases usados em todo o mundo em aplicações de refrigeração, ar condicionado e no setor de espumas. Entretanto, seu uso está sendo eliminado de acordo com uma Emenda do Protocolo de Montreal (*Phase out of HCFCs – the Montreal Amendment*). Os HCFCs são SDOs e poderosos gases de efeito estufa: o HCFC mais comumente usado é quase 2 000 vezes mais potente que o dióxido de carbono em termos de seu potencial de aquecimento global (*GWP - Global Warming Potential*). Reconhecendo os benefícios potenciais para o clima da Terra, em setembro de 2007, os membros do acordo decidiram acelerar o cronograma para eliminar gradualmente os HCFCs. Os países desenvolvidos reduziram ainda mais o consumo de HCFCs e os eliminarão completamente até 2020. Os países em desenvolvimento concordaram em iniciar seu processo de eliminação progressiva em 2013 e, agora seguem uma redução gradual até a eliminação total dos HCFCs em 2030.

2.2.3. Modelos teóricos para cálculo da condutividade térmica efetiva de nanofluido

A condutividade térmica efetiva dos nanofluidos vem sendo alvo de diversos estudos, visto que é um dos principais parâmetros relacionados com a transferência de calor e, segundo Mujumdar e Wang (2008), ainda não se consegue definir um modelo que represente o comportamento dessa propriedade dos nanofluidos de forma mais precisa.

Ainda assim, diversos modelos vêm sendo desenvolvidos a fim de estimar a condutividade térmica efetiva dos nanofluidos, sendo que estes, de maneira geral, se baseiam em modelos clássicos da condutividade térmica de misturas, como o de Hamilton e Crosser (1962) e de Maxwell (1891).

Maxwell (1891) desenvolveu seu modelo para estimar a condutividade efetiva de soluções homogêneas. Neste caso, a forma das partículas é esférica. O modelo é apresentado de acordo com a Equação 2.6.

$$k_{maxwell} = k_{nf} = \frac{k_{np} + 2k_{fb} + 2\Phi(k_{np} - k_{fb})}{2k_{fb} + k_{np} - \Phi \cdot (k_{np} - k_{fb})} \cdot k_{fb} \quad (2.6)$$

em que Φ representa a concentração volumétrica de nanopartículas no fluido base e k_{nf} , k_{fb} e k_{np} representam a condutividade térmica do nanofluido (efetiva), fluido base e nanopartículas, respectivamente.

O modelo Hamilton-Crosser (1962), desenvolvido 89 anos depois, propôs a inclusão do fator empírico de forma ψ . Eles defendiam que a forma da nanopartícula teria influência na estimativa final da condutividade térmica e que nanopartículas não esféricas resultariam em um aumento mais expressivo no valor da condutividade térmica efetiva, de acordo com a Equação 2.7.

$$k_{H-C} = k_{nf} = 3\psi^{-1}\Phi \left(\frac{k_{np} - k_{fb}}{(3\psi^{-1} - 1) \cdot k_{fb} + k_{np} - \Phi \cdot (k_{np} - k_{fb})} \right) \cdot k_{fb} \quad (2.7)$$

A obtenção desse fator de forma seria de maneira empírica, sendo que para partículas esféricas $\psi = 1$. Quando o fator de forma é 1, os resultados dos modelos de Maxwell (1891) e Hamilton-Crosser (1962) são os mesmos.

Além desses dois modelos apresentados anteriormente, novos modelos foram propostos considerando a concentração volumétrica de nanopartículas, as condutividades térmicas do fluido e das nanopartículas, o tamanho das nanopartículas e a espessura e condutividade térmica da nanocamada (OLIVEIRA, 2012).

Yu e Choi (2003) modificaram o modelo Maxwell (1891), considerando agora a presença da nanocamada. Esta camada funciona como uma interface entre fluido base e nanopartículas e os incrementos mais expressivos na condutividade térmica são obtidos com nanopartículas com tamanhos menores que 10 nm. Através desse modelo, representado pela Equação 2.8 e Equação 2.9, fica evidente que quanto maior for o diâmetro da nanopartícula, menor será a influência da nanocamada.

$$k_{choi-yu} = k_{nf} = \frac{k_{pe} + 2k_{fb} + 2\Phi \cdot (k_{pe} - k_{fb}) \cdot (1 + \beta)^3}{k_{pe} + 2k_{fb} - \Phi(k_{pe} - k_{fb}) \cdot (1 + \beta)^3} k_{fb} \quad (2.8)$$

e,

$$k_{pe} = \frac{[2(1 - \gamma) + (1 + \beta)^3 (1 + 2\gamma)]\gamma}{-(1 - \gamma) + (1 + \beta)^3 (1 + 2\gamma)} \cdot k_{np} \quad (2.9)$$

onde $\beta = 2h/d_{np}$, e $\gamma = k_{lr}/k_{np}$. O h é a espessura da nanocamada e d_{np} é o diâmetro das nanopartículas. k_{lr} representa a condutividade térmica da nanocamada e k_{pe} é a condutividade térmica equivalente da combinação entre nanopartícula e nanocamada, considerando a formação de uma nanopartícula equivalente. De acordo com o trabalho realizado por Sukarno et al. (2015), a espessura da nanocamada varia entre 1 nm e 2 nm e, nesta pesquisa, será considerado $h = 1$ nm e $k_{lr} = 2 \cdot k_{fb}$, em concordância com autor citado.

De acordo com Leong et al. (2006), muitos estudos teóricos foram realizados com o intuito de prever os incrementos na condutividade térmica devido à adição de nanopartículas no fluido base. Dentre esses estudos, alguns propõem que um dos principais mecanismos por trás desse incremento é a formação da nanocamada de moléculas do fluido base na superfície da nanopartícula. Parte dessa explicação se relaciona com o fato de que as moléculas de um líquido, quando estão em contato com um sólido, passam a ter uma estrutura ordenada, diferentemente do que acontece no restante do fluido. Sendo assim, considerando essa estrutura molecular mais organizada, sua condutividade térmica tende a ser maior que a do fluido base e menor que a da nanopartícula.

Leong et al. (2006) também desenvolveram um modelo matemático para prever o valor da condutividade térmica, considerando o tamanho da nanopartícula, a espessura da nanocamada, concentração volumétrica e condutividade térmicas envolvidas, conforme apresentado na Equação 2.10.

$$k_{Leong} = \frac{(k_{np} - k_{lr})\Phi_1 k_{lr} [2\beta_1^3 - \beta^3 + 1] + (k_{np} + 2k_{lr})\beta_1^3 [\Phi_1 \beta^3 (k_{lr} - k_f) + k_f]}{\beta_1^3 (k_p + 2k_{lr}) - (k_{np} - k_{lr})\Phi_1 [\beta_1^3 + \beta^3 - 1]} \quad (2.10)$$

onde, k_{np} , k_{lr} , k_f são as condutividades térmicas da nanopartícula, nanocamada e do fluido base, respectivamente. De acordo com o modelo do autor, $k_{lr} = 2k_f$ e $h = 1$. Além

disso, $\beta = 1 + \gamma$, $\beta_1 = 1 + \gamma/2$ e $\gamma = h/r$, onde h é a espessura da nanocamada, considerada igual a 1 nm e “ r ” é o raio da nanopartícula.

2.2.4. Modelos teóricos para o cálculo da viscosidade

Com relação à viscosidade de nanofluidos, existem diversos modelos utilizados, sendo que eles consideram apenas a concentração de nanopartículas e a viscosidade do fluido base. Em todos os modelos têm-se as seguintes denotações: Φ é a concentração volumétrica de nanopartículas, μ_f é viscosidade do fluido base, μ_{nf} do nanofluido. Os modelos que serão utilizados como referências são apresentados na Tabela 4.

Tabela 4 - Modelos Teóricos para cálculo da viscosidade.

MODELO	EQUAÇÃO
Einstein (1906)	$\mu_{nf} = (1 + 2,5 \cdot \Phi) \cdot \mu_f$ (2.11)
Brinkman-Roscoe (1952)	$\mu_{nf} = \frac{1}{(1 - \Phi)^{2,5}} \cdot \mu_f$ (2.12)
Vand (1948)	$\mu_{nf} = (1 + 2,5 \cdot \Phi + 7,349\Phi^2) \cdot \mu_f$ (2.13)
Batchelor (1997)	$\mu_{nf} = (1 + 2,5 \cdot \Phi + 6,2\Phi^2) \cdot \mu_f$ (2.14)
Bruijin (1942)	$\mu_{nf} = \frac{1}{(1 - 2,5\Phi + 1,552\Phi^2)} \cdot \mu_f$ (2.15)

Fonte: elaborada pelo autor.

2.3. Campo elétrico e o Efeito Eletrohidrodinâmico (EHD)

Neste subtópico, serão apresentados os conceitos relacionados à aplicação do efeito eletrohidrodinâmico, assim como algumas de suas aplicações. Por se tratar de um efeito dependente da presença de um campo elétrico, então, primeiramente, serão abordados alguns conceitos envolvendo o mesmo, assim como a presença de campos elétricos em materiais condutores e dielétricos, visto que são condições presentes nesta pesquisa.

2.3.1. *Campo elétrico*

De acordo com Notaros (2011), cargas exercem força umas sobre as outras e essas forças são chamadas de forças elétricas. O estado especial no espaço, que seria uma espécie de perturbação, é chamado de campo elétrico, pois surge devido à uma carga fixa que se move em relação à outra carga. Essa interação faz com que apareça sobre ela uma força. O campo elétrico devido a cargas invariantes no tempo em repouso (cargas que não mudam no tempo e não se movem) é chamado de campo elétrico estático ou campo eletrostático. A unidade para a intensidade do campo elétrico (E) é volt por metro (V/m).

Outro ponto importante a ser considerado é a permissividade. Segundo Landau et al. (2013), a permissividade é a medida com que um campo elétrico afeta e é afetado por um meio. Em outras palavras, é determinada pela habilidade de um material se polarizar em resposta a um campo elétrico aplicado e, dessa forma, cancelar parcialmente o campo dentro de si mesmo.

2.3.2. *Campo eletrostático em condutores e dielétricos*

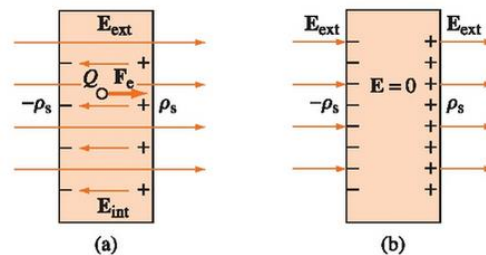
A maioria das fórmulas e equações e soluções utilizadas para campos eletrostáticos no espaço livre também servem à análise de campos eletrostáticos no espaço material. Os materiais podem ser classificados em termo de suas propriedades elétricas, como condutores ou dielétricos (NOTAROS, 2011).

Sabe-se que os condutores elétricos possuem cargas elétricas livres e que resultam na condutividade elétrica do material. Os materiais com maior condutividade elétrica são os metais (como prata, ouro, alumínio, cobre etc.). Existem outros materiais menos condutivos, como terra, água e os semicondutores (silício e germânio). Além deles, existem os materiais isolantes que possuem uma condutividade baixa (vidro, papel, borracha) e que são, quase sempre, considerados dielétricos perfeitos (NOTAROS, 2011). Uma outra classe de materiais é a dos supercondutores que, segundo Pronto (2010), podem ser de alta (SAT) ou baixa temperatura (SBT) e que apresentam resistência elétrica praticamente nula, podendo conduzir corrente elétrica sem resistências e nem perdas de energia.

Conforme apresentado por Notaros (2011), quando um campo eletrostático externo E_{ext} é aplicado, as cargas livres no condutor sofrem influência da força elétrica

presente. As cargas positivas serão empurradas ao longo da direção do E_{ext} enquanto as negativas se moverão no sentido contrário. Essas cargas induzidas, por sua vez, criam um campo elétrico interno ao material E_{int} . Dessa forma, o campo elétrico total dentro do material E será igual a zero. Na Figura 36 é apresentado esse comportamento.

Figura 36 - Influência do campo elétrico: a) Condutor em campo eletrostático externo. b) Campo elétrico nulo após o processo transicional.



Fonte: Notaros (2011).

Para efeitos de comparação, ainda de acordo com Notaros (2011), existe um tempo de equilíbrio para que ocorra a anulação do campo elétrico. Para o cobre, o material condutor mais utilizado, esse tempo é da ordem de 10^{-19} s, sendo que para o quartzo, que é um isolante, esse tempo chega a 50 dias.

Sabe-se que cada átomo ou molécula em um dielétrico é eletricamente neutro e que os centros de “gravidade” das cargas negativas e positivas coincidem quando um campo elétrico externo está ausente. Ao se aplicar um campo elétrico, as cargas positivas e negativas mudam de posição e produzem um dipolo elétrico que estará alinhado às linhas de campo (NOTAROS, 2011).

Segundo Hayt Jr. e Buck (2013), um dielétrico em um campo elétrico pode ser interpretado como um arranjo de dipolos elétricos microscópicos no espaço livre, compostos por cargas negativas e positivas em que os centros não coincidem exatamente. Essas cargas não são livres e não contribuirão para o processo de condução de corrente, já que são seguras em seus locais por meio de forças atômicas e responderão a campos elétricos apenas por meio de uma troca suave da sua posição em resposta a campos externos.

2.3.3. Efeito Eletrohidrodinâmico

Com os assuntos sobre nanofluidos e campo elétrico tendo sido tratados, agora é possível tratar do efeito eletrohidrodinâmico (EHD). Como este é um efeito que pode ser aplicado em qualquer fluido, então se discorrerá inicialmente sobre o efeito aplicado em fluidos ausentes de nanopartículas e, posteriormente sobre sua aplicação em nanorefrigerantes com e sem mudança de fase.

Segundo Laohalertdecha et al. (2007), quando um campo elétrico de alta tensão é aplicado em um fluido dielétrico, nesta região em específico ocorre o efeito EHD. Mais além, Sheikholeslami e Ganji (2017) afirmam que o efeito EHD pode ser considerado como um meio efetivo para melhorar a capacidade de transferência térmica e que este efeito é uma junção de um campo elétrico com as linhas de fluxo de um fluido dielétrico. Este efeito foi estudado inicialmente a partir de outro efeito chamado Efeito Termodielétrico, posteriormente conhecido como Efeito Costa Ribeiro. Neste caso, o efeito pode ser descrito como a ação de um campo elétrico sobre a velocidade de fusão e condensação de um dielétrico. Segundo Mascarenhas (1956), esse fenômeno é devido à simultaneidade de dois efeitos: mudança de fase e presença de um campo elétrico, sugerindo que o balanço dos diferentes tipos de energias em uma transformação física pode levar a determinados “efeitos-cruzados”. Um desses efeitos seria o Eletrohidrodinâmico (EHD).

A base física da condensação e ebulição eletricamente melhoradas é a força eletrohidrodinâmica f_e , que é gerada por um campo elétrico, e é fornecida, de acordo com Melcher (1981), pela seguinte equação:

$$f_e = qE - \frac{1}{2}E^2\nabla\epsilon + \frac{1}{2}\nabla\left(E^2\left(\frac{\partial\epsilon}{\partial\rho}\right)_T\rho\right) \quad (2.16)$$

onde q é a densidade de carga, E é a intensidade do campo elétrico, ϵ é a permissividade do líquido dielétrico e ρ é a densidade do fluido. O termo f_e é a força eletroforética que atua nas cargas livres do fluido. O segundo termo se refere a força dieletroforética, que é uma consequência da não uniformidade da permissividade do fluido sujeito ao campo elétrico. Esta força pode ser causada por diferenças nas propriedades do fluido (vapor e líquido, por exemplo), campos elétricos não uniformes

e gradientes de temperatura. O terceiro termo da equação se refere à eletrostrição, que ocorre quando submetemos um material a um campo elétrico e ele se deforma em suas dimensões.

2.3.3.1 O princípio do Efeito Eletrohidrodinâmico (EHD) sem mudança de fase

Ao considerar um fluido dielétrico sem nanopartículas e sem mudança de fase, Allen e Karayiannis (1995) definiram três formas principais em que a transferência de calor por convecção sem mudança de fase é melhorada quando o efeito EHD é aplicado: (a) efeito corona, (b) eletroforese e (c) dieletroforese.

Tratando cada uma dessas formas separadamente, Robinson (1961) explica o efeito corona como sendo à movimentação de fluidos induzida pela repulsão de íons a partir da região próxima a um eletrodo de alta-tensão. Os íons presentes no fluido irão se movimentar devido ao campo elétrico e, após constantes colisões com moléculas que não sofreram o efeito do campo, um movimento global do fluido ocorrerá.

Já a eletroforese faz referência a influência na movimentação de partículas coloidais ou polieletrólitos, imersos em um líquido (LYKLEMA, 1995). Este movimento aparenta gerar os melhores resultados na transferência térmica, entretanto sua eficiência depende criticamente da pureza, do fluido utilizado, se este é polar ou apolar e se algum tipo de carga é aplicado ao mesmo (ALLEN e KARAYIANNIS, 1995).

Por fim, a dieletroforese é o movimento espontâneo de partículas neutras sujeitas a um campo elétrico intenso, desde que a diferença entre a permissividade do fluido dielétrico e do meio seja significativa (LYKLEMA, 1995).

O efeito do campo elétrico alternado em líquidos foi estudado por Savinykh et al. (1981). Para determinar o valor da condutividade térmica, foi utilizado um método em que o fluxo de calor que passa, sucessivamente, através de duas camadas planas – uma camada é a do fluido estudado e a outra de um material conhecido – cria, nas bordas dessas camadas, diferenças de temperatura que são proporcionais às condutividades térmicas (k). Os campos elétricos aplicados foram de 110 kV/m, 150 kV/m, 200 kV/m e 250 kV/m e frequência de $3 \cdot 10^5$ Hz, $5 \cdot 10^5$ Hz e $6 \cdot 10^5$ Hz. Foi observado que tanto para fluidos polares quanto fluidos apolares, o campo elétrico aumenta o valor da condutividade térmica dos mesmos e que, com o aumento do valor

de E , os incrementos na k se tornam ainda mais expressivos. Com os resultados, os autores afirmam que a aplicação do E não resulta apenas em eletroconvecção (convecção induzida), mas também na intensificação da transferência térmica pelas moléculas como resultado do aumento da condutividade térmica.

2.3.3.2 O princípio do Efeito Eletrohidrodinâmico (EHD) com mudança de fase

A melhora na transferência de calor por meio da aplicação do efeito EHD nos processos com mudança de fase possui grande potencial de aplicação e diversos experimentos foram realizados para entender as características da transferência de calor em condições bifásicas (DIAO et al., 2014).

Ainda segundo Allen e Karayiannis (1995), o efeito eletrohidrodinâmico contribui para o aumento da transferência térmica em condições de mudança de fase pelos motivos a seguir:

- Alteração no ângulo de contato e tensão superficial - No caso da ebulição, Rohsenow (1966) apresentou que o grau de aquecimento necessário para o crescimento de bolha depende diretamente da tensão superficial da interface líquido-vapor e que o ângulo de contato está relacionado com essa tensão.
- Interface líquido/vapor – A camada de condensado ou de vapor formada é desestabilizada pelo campo elétrico. Essa desestabilização resulta na redução da resistência térmica na superfície de transferência térmica. Exemplificando, o campo elétrico faz com que a ebulição em filme se torne ebulição nucleada.
- Bolhas de vapor – segundo Pohl (1978), uma força dieletrorética atuará sobre as bolhas em contato com superfície aquecida, conduzindo-as para regiões onde o campo elétrico é menor. Concomitantemente, o aumento da velocidade dessas bolhas causa agitação da região vizinha à superfície aquecida, melhorando as taxas de transferência térmica.

Dentro do processo de mudança de fase, Laohalertdecha et al. (2007) ainda citam os mecanismos responsáveis pela otimização desse processo:

- Movimento das bolhas pela superfície aquecida devido às tensões de Maxwell;
- Espalhamento das bolhas pela superfície aquecida;
- Aumento do número de bolhas através da quebra de bolhas maiores, reduzindo, assim, o seu diâmetro de desprendimento e criando mais turbulência na região;

- Eliminação da histerese no processo de ebulição, diminuindo o aquecimento necessário para que a ebulição nucleada se inicie;
- Aumento do Fluxo Térmico Crítico e Mínimo através da desestabilização do filme de vapor formado na superfície aquecida;
- Aumento da molhabilidade da superfície devido à redução da tensão superficial;
- Introdução de ondas e perturbações na superfície aquecida por causa da instabilidade da interface líquido/vapor.

De acordo com Feng et al. (2018), a atuação do efeito EHD na melhoria da transferência de calor ainda não é bem compreendida em microcanais, particularmente para o caso de escoamentos bifásicos com ebulição. Esse entendimento se torna mais complexo, por exemplo, devido à influência do efeito EHD nas bolhas ou no comportamento de alongamento delas, mudança no tipo de escoamento, assim como o desempenho localizado e geral da transferência de calor. Além disso, o efeito EHD influencia os fluxos bifásicos e, portanto, são necessários mais esforços para explorar as possibilidades do efeito EHD no escoamento bifásico em ebulição.

2.3.3.3 Efeito Eletrohidrodinâmico (EHD) aplicado em fluidos e nanofluidos em mudança de fase

O efeito do campo elétrico na transferência de calor para o R141b em uma superfície retangular com microranhuradas foi estudada por Diao et al. (2014). A pressão de operação foi $1,01 \cdot 10^5$ Pa, a distância entre os eletrodos era de 10 mm e as tensões aplicadas foram de 2 kV, 4 kV, 8 kV e 12 kV. Os autores concluíram que o campo elétrico colaborou para reduzir o tempo de formação das bolhas em até 45 % quando um campo elétrico da ordem de 400 kV/m foi aplicado e, também resultou em um aumento máximo de 45 % no coeficiente de transferência de calor.

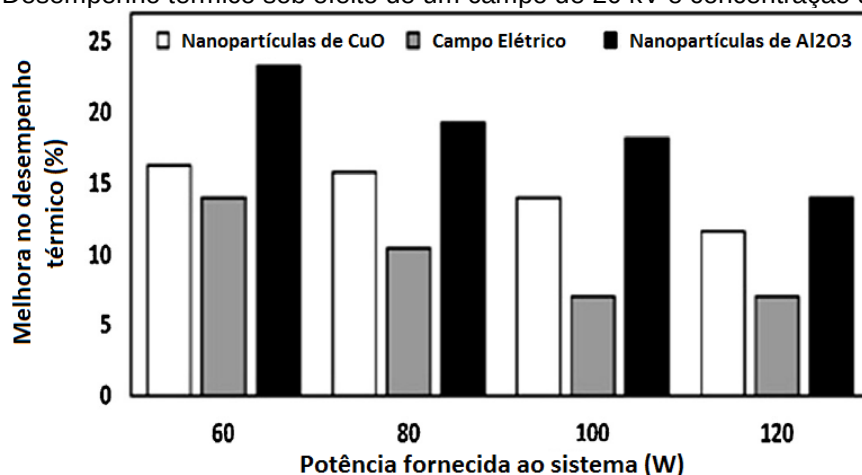
O efeito EHD foi aplicado em microcanais verticais, por Feng et al. (2018), para investigar a sua influência na transferência de calor em ebulição para dois fluxos de massa e diferentes fluxos de calor. O fluido utilizado foi o R141b. Os resultados obtidos mostram uma influência do campo elétrico na ebulição, desde a direção de deslocamento das bolhas formadas e a oscilação das mesmas entre as paredes dos microcanais e o eletrodo, uma maior formação de vapor, resultando em uma transição

mais rápida do escoamento com bolhas para o escoamento com bolsão de vapor e desta para o escoamento em regime anular. O maior aumento do coeficiente de transferência de calor por convecção em ebulição foi de 248 %.

Karayiannis (1998) realizou estudo experimental para analisar a influência do campo elétrico e do fluxo de calor no coeficiente de transferência de calor médio. O autor utilizou como fluidos os refrigerantes R123 e o R11 e tensões da ordem de 0 a 25 kV, aplicadas em aparato composto por 5 tubos de parede fina. Para o R123, os maiores aumentos do coeficiente de transferência de calor foram para os menores fluxos de calor, evidenciando essa característica que se justifica pela atenuação do efeito do campo elétrico devido ao aumento da geração de bolhas na superfície. Já para o R11, a influência do campo elétrico foi desprezível e o autor justifica isso devido à natureza do fluido, pois o tempo de relaxação do fluido, ou seja, o tempo necessário para que ocorra algum tipo de movimentação molecular é superior ao tempo de desprendimento das bolhas e, por isso, a ação do efeito EHD nas bolhas acabou sendo neutralizada.

Heris et al. (2014) estudaram o efeito do campo elétrico no desempenho térmico de um termossifão com mudança de fase. Foram utilizados dois tipos de nanofluidos produzidos pelo processo de vibração ultrassônica, sendo eles $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{H}_2\text{O}$ e $\text{CuO}/\text{H}_2\text{O}$, isentos de dispersantes a fim de se evitar a alteração das propriedades químicas do nanofluido. Os resultados demonstraram que o desempenho do termossifão e o número de Nusselt (Nu) crescem com o aumento da intensidade do campo elétrico e da concentração das nanopartículas, sendo que esses valores diminuem com o aumento da potência fornecida ao trocador. Também se constatou que a ação das nanopartículas sobre o desempenho foi maior que a do campo elétrico. Na Figura 37 é apresentada a melhora na taxa de transferência térmica para um campo de 20 kV e concentrações de 2,5 vol % de nanopartículas. O melhor desempenho das nanopartículas de Al_2O_3 com relação ao CuO , é devido ao menor tamanho e mobilidade dentro do fluido, impactando na quebra das bolhas que eram formadas.

Figura 37 - Desempenho térmico sob efeito de um campo de 20 kV e concentração de 2,5 vol %.



Fonte: Adaptado de Heris et al. (2014).

Ebulição nucleada e Fluxo Crítico de Calor em nanofluidos compostos por Fe₃O₄ em pressão atmosférica foram estudados por Sheikhbahai et al. (2012). As nanopartículas em diferentes concentrações volumétricas (0,01 %, 0,05 % e 0,1 %) foram adicionadas a uma solução de 50 % etilenoglicol e 50 % de água deionizada. Campos elétricos da ordem de 13 kV e 15 kV foram aplicados na região de ebulição do fluido. Os resultados indicam que com o aumento da concentração, o coeficiente de transferência de calor em ebulição diminui. Entretanto, constata-se que a adição das nanopartículas retarda o início da ebulição nucleada e aumenta o fluxo crítico de calor. A presença do campo elétrico também colaborou com aumentos ainda mais expressivos no valor do *h*, porém não teve influência sobre o fluxo crítico de calor.

Com todo o exposto nos subcapítulos anteriores, esta revisão bibliográfica buscou oferecer uma base para que os conceitos relacionados a essa tese de doutorado pudessem ser melhor compreendidos. Discutiu-se o processo de torneamento, a geração de energia térmica e o seu impacto na vida das ferramentas de corte, os meios para reduzir a temperatura da mesma e também foram apresentados os diversos modelos de porta-ferramentas com refrigeração interna desenvolvidos até o momento. Além disso, os conceitos sobre nanofluidos e nanorefrigerantes, suas aplicações na área de transferência de calor e o efeito eletrohidrodinâmico foram apresentados. Sendo que esses assuntos são parte fundamental do ineditismo dessa pesquisa.

CAPÍTULO III

Materiais e Métodos

Neste capítulo serão apresentados todo o desenvolvimento do porta-ferramentas e da câmara de aquecimento para aplicação do efeito EHD. Isso inclui o desenvolvimento de seus projetos, análises, processos construtivos, validação dos nanofluidos utilizados, desenvolvimento dos sistemas de circulação e de aplicação do efeito EHD, assim como os métodos de análises utilizados.

Durante o desenvolvimento do projeto, optou-se por aplicar o efeito EHD em uma réplica do porta-ferramentas com dimensão 4 vezes maior. Essa decisão se deve à dimensão reduzida da cavidade onde ocorria a transferência térmica no porta-ferramentas e que, por esse motivo, impossibilitou a fixação das placas que atuariam gerando o campo elétrico.

3.1. Desenvolvimento e construção do porta-ferramentas

O desenvolvimento do porta-ferramentas refrigerado internamente iniciou-se em 2008, tendo passado por diversas alterações estruturais. O primeiro deles foi desenvolvido através do projeto de Iniciação Científica FAPESP 08/50918-6, conforme já apresentado no Capítulo II. Outros modelos foram desenvolvidos no decorrer dos anos, sendo que o último foi o desenvolvido por Ingrid (2014), em pesquisa de mestrado que contou com Auxílio à Pesquisa Regular – FAPESP (2011/23600-8 – Responsável: Prof. Dr. Luiz E. de Angelo Sanchez) e, considerando os resultados promissores também já apresentados no capítulo anterior, foi utilizado como referência para as propostas de avanços do presente projeto.

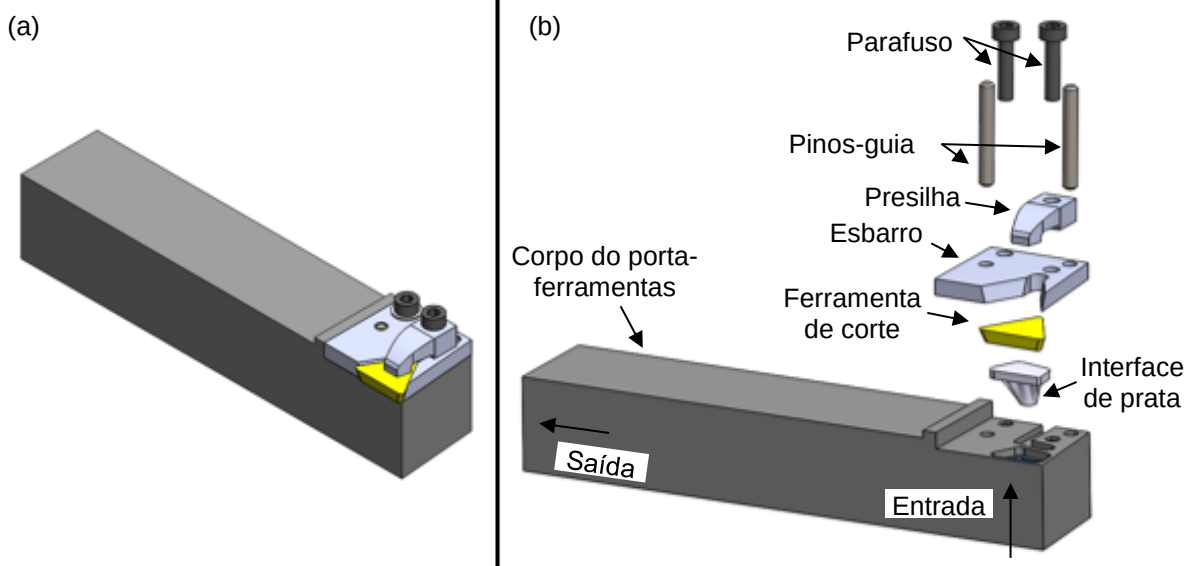
Sobre este novo modelo de porta-ferramentas, já foi realizado o depósito do pedido de patente, considerando suas alterações estruturais e a possibilidade de aplicação do efeito EHD a fim de otimizar a capacidade de refrigeração da ferramenta de corte. O comprovante do depósito junto ao Instituto Nacional de Propriedade Industrial (INPI) se encontra no ANEXO A.

3.1.1. Desenvolvimento e produção

O desenvolvimento do porta-ferramentas foi embasado em melhorias e avanços de cunho tecnológico, sendo que o modelo desta pesquisa apresenta algumas particularidades que o diferenciam do antecessor, já que existem alterações geométricas da interface de prata (entre pastilha e porta-ferramenta), assim como redução na dimensão dos canais de entrada e saída do fluido.

O modelo do porta-ferramentas foi desenvolvido em software CAD e a vista do mesmo e seus componentes é apresentada na Figura 38, sendo cada item identificado.

Figura 38 - Modelo proposto de porta-ferramentas refrigerado internamente: (a) Vista isométrica; (b) componentes.



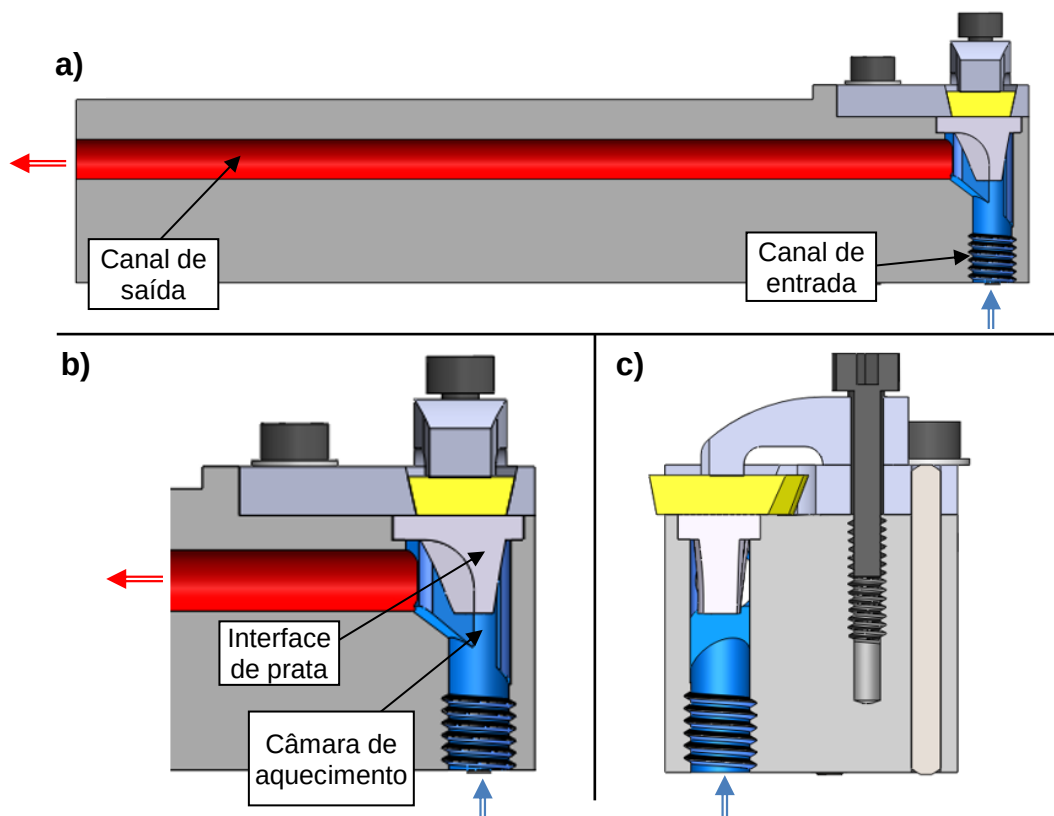
Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 39 são apresentados os detalhes estruturais do corpo do porta-ferramentas, onde são apresentados os canais de entrada e saída do fluido refrigerante, a câmara de transferência térmica, a interface de prata responsável pela transferência térmica entre fluido e ferramenta e, por fim, a própria ferramenta de corte.

Sobre o processo, o refrigerante/nanorefrigerante se dirige ao porta-ferramentas por meio de tubos e, ao passar pelo canal de entrada, tem contato direto com a interface de prata que, durante o processo de usinagem, apresenta elevação da temperatura. Este aumento da temperatura é devido ao contato direto da interface

de prata com a ferramenta de corte. Após esta etapa, o fluido passa parcialmente do estado líquido para vapor, incrementando ainda mais a taxa de transferência térmica. Então, o fluido sai do porta-ferramentas e retorna ao sistema de circulação, composto por bomba, reservatório e condensador/refrigerador.

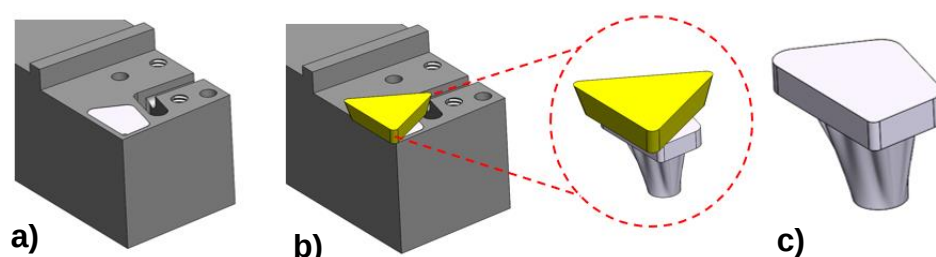
Figura 39 - Visualização em detalhes da câmara de transferência térmica: (a) vista lateral; (b) detalhe da vista lateral; (c) vista frontal.



Fonte: elaborada pelo autor.

Com relação à interface de prata, este modelo visa aumentar a superfície de contato com o fluido de forma a incrementar a taxa de transferência térmica. É apresentada, Figura 40, essa interface posicionada no corpo do porta-ferramentas e a mesma em contato com a ferramenta de corte.

Figura 40 - Interface de prata do porta-ferramentas: (a) Fixada no corpo do porta-ferramentas; (b) Fixada no corpo do porta-ferramentas e com a ferramenta de corte posiciona em cima dela; (c) detalhes da interface.



Fonte: elaborada pelo autor.

No desenvolvimento do porta-ferramentas, simulações estruturais foram realizadas a fim de validar o seu dimensionamento mecânico, bem como definir qual seria o material ideal a ser utilizado, devido às suas características geométricas específicas. Por se tratar de um elemento que apresenta um grande esforço localizado em apenas uma região, o modelo do porta-ferramentas foi projetado com o auxílio do software SolidWorks®, conforme apresentado, e a análise por Elementos Finitos através do software FEMAP NX NASTRAN®. A realização desta simulação foi realizada em conjunto com a empresa *NCE – Núcleo de Cálculos Especiais*® com colaboração da mestra em engenharia mecânica, Claudia Luísa Mendes.

Dentre os materiais considerados para a produção do porta-ferramentas, considerou-se a princípio o aço AISI 1045, visto que os modelos anteriores desenvolvidos foram produzidos com esse material. Entretanto, a fim de tornar este modelo mais próximo do que se tem na indústria e conferir características que assegurassem a manutenção de sua integridade estrutural durante o processo de usinagem, já que este modelo apresenta canais internos e uma cavidade, considerou-se utilizar dois aços comumente adotados pelas empresas fabricantes de porta-ferramentas: o AISI 4340 e o AISI 4140. Observa-se na Tabela 5 as principais propriedades desses materiais.

Neste caso, tanto o corpo do porta-ferramentas quanto a ferramenta de corte foram modelados. A malha utilizada para a realização desta simulação foi a tetraédrica parabólica. Durante a simulação foram consideradas as regiões de contato dos parafusos que fixam o porta-ferramentas ao castelo do torno e também a região de apoio que o castelo exerce ao porta-ferramentas. A interface de prata não foi considerada, pois este componente não possui função estrutural no conjunto. Por fim,

a presilha e o esbarro foram considerados apenas como elementos de restrição de movimento da ferramenta de corte.

Tabela 5 - Propriedades dos materiais considerados para o corpo do porta-ferramentas.

Material	Limite de Escoamento (σ_e)	Limite de Resistência a Tração (LRT)	Módulo de Elásticidade (E)	Módulo de Cisalhamento (G)	Coefficiente de Poisson (ν)
AISI 1045¹	530 MPa	1 343 MPa	206 GPa	80 GPa	0,3
AISI 1045² - TR	842 MPa	1 343 MPa	206 GPa	80 GPa	0,3
AISI 4340³	470 MPa	745 MPa	192 GPa	74 GPa	0,3
AISI 4340⁴ TR	1 145 MPa	1 207 MPa	200 GPa	78 GPa	0,3
AISI 4140⁵ - N	655 MPa	1 020 MPa	205 GPa	80 GPa	0,3
AISI 4140⁶ - TR	986 MPa	1 075 MPa	205 GPa	80 GPa	0,3

¹Aço AISI 1045 laminado a frio;

²Aço AISI 1045 temperado e revenido;

³Aço AISI 4340 recozido;

⁴Aço AISI 4340 temperado (800 °C) e revenido (540 °C);

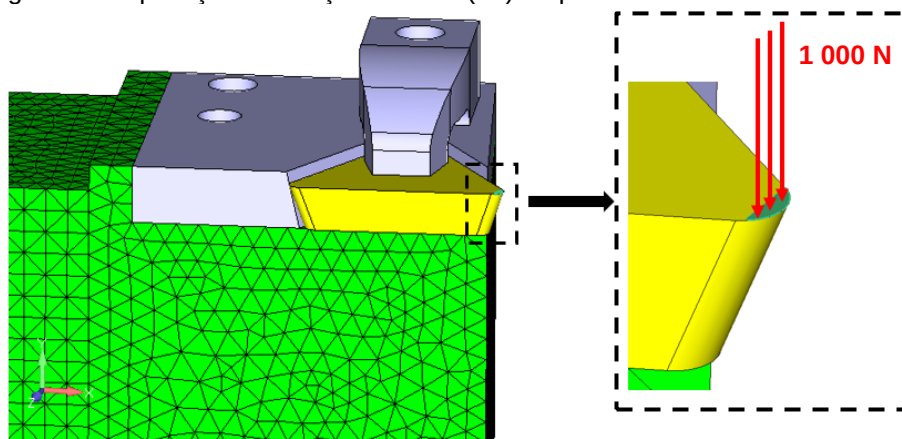
⁵Aço AISI 4140 normalizado;

⁶Aço AISI 4140 temperado (845 °C) e revenido (540 °C);

Fonte: MATWEB – Material Property Data. <<http://www.matweb.com/>>, acessado em setembro de 2018.

A força foi aplicada na ponta de corte da ferramenta, em área definida de acordo com os parâmetros estabelecidos para os ensaios (profundidade de corte e avanço). Considerou-se a Força de Corte (F_c), e o seu valor foi definido de acordo com os esforços obtidos por Ingraci (2014) durante os ensaios de sua pesquisa. Durante as condições mais severas, os picos atingidos em breves momentos foram da ordem de 850 N, aproximadamente. Desta forma, definiu-se o valor da força de corte em 1 000 N para ser adotado nas simulações, conforme apresentado na Figura 41. Ressalta-se que Ingraci (2014), em suas simulações, considerou a força de corte igual a 500 N e, ainda assim, o porta-ferramentas em estudo suportou os esforços durante a realização de seus experimentos.

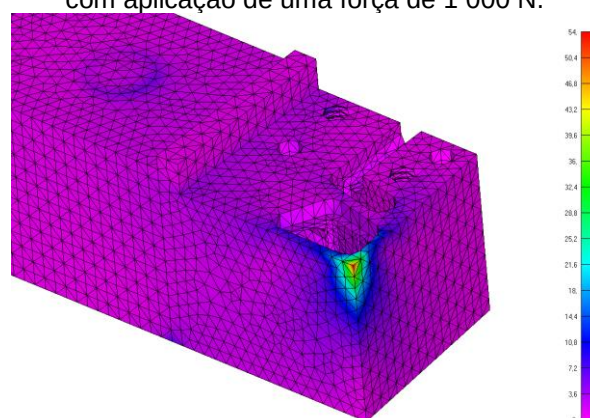
Figura 41 - Aplicação da Força de Corte (F_c) na ponta da ferramenta.



Fonte: elaborada pelo autor.

É apresentado na Figura 42 o resultado da simulação quando considerado o aço AISI 1045 laminado a frio. Verificou-se que a tensão máxima de Von Mises presente próximo à ponta da ferramenta foi de 546 MPa (55,7 kgf/mm²), sendo que o Limite de Escoamento do mesmo é 529,5 MPa (54 kgf/mm²). Neste caso, considera-se que a ponta do porta-ferramentas apresentará deformação plástica. Entretanto, ao considerar as tensões próximas à ponta da ferramenta, temos valores menores que o limite de escoamento do material e, além disso, a geometria da ponta da ferramenta pode ser considerada uma singularidade por se tratar de um canto vivo, em que a área do elemento que se aproxima dessa aresta tende a ser cada vez menor, aumentando o valor da tensão para valores acima do real. Verifica-se a marca das tensões causadas por causa do parafuso de fixação e da região que fica apoiada na base do dinamômetro.

Figura 42 - Tensão de Von Mises equivalente (kgf/mm²) do aço AISI 1045 sem tratamento térmico e com aplicação de uma força de 1 000 N.



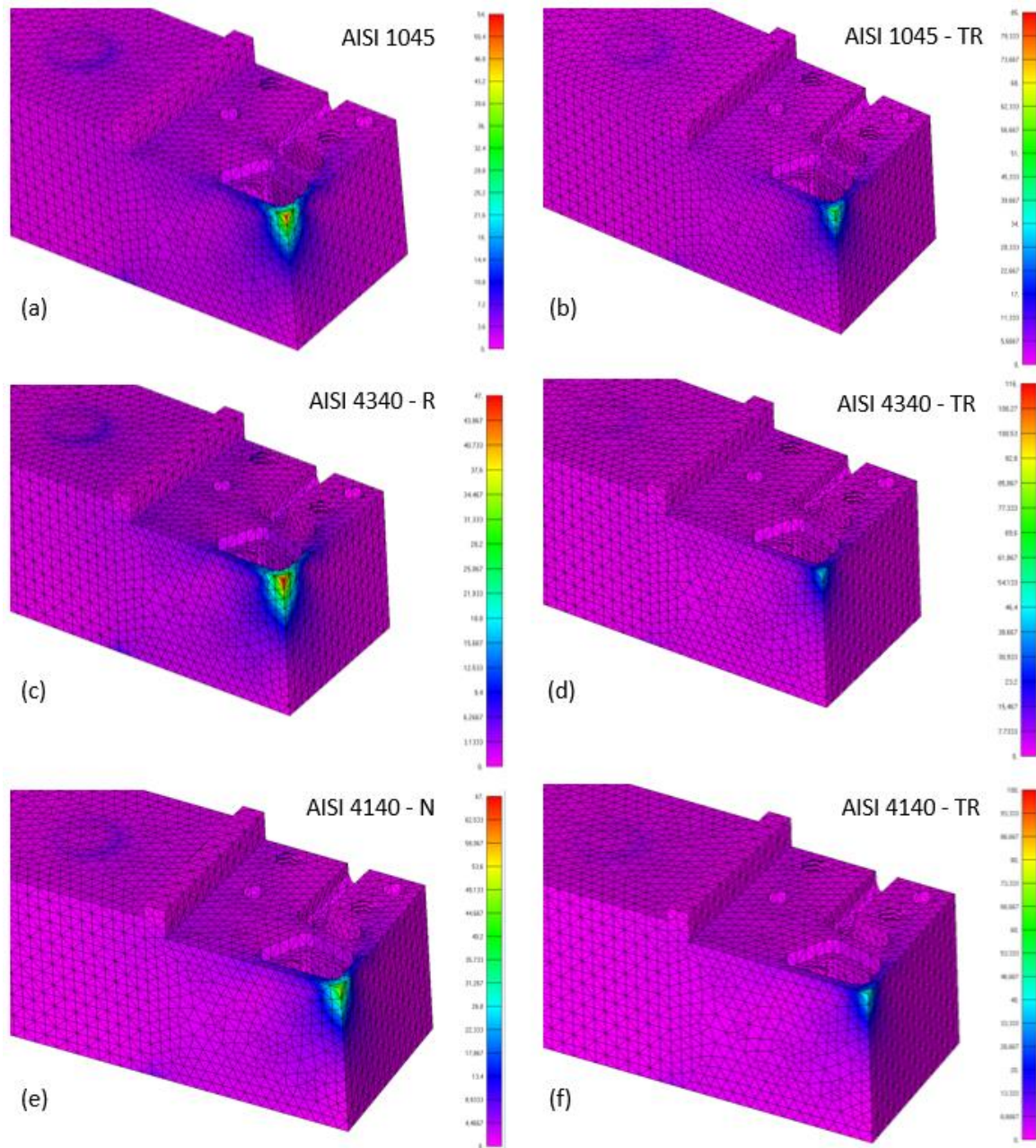
Fonte: elaborada pelo autor.

Já na Figura 43 são apresentados todos os materiais considerados como opções válidas para o corpo do porta-ferramentas. Todos eles apresentaram tensão máxima de Von Mises abaixo do limite de escoamento, com exceção do AISI 1045. Ainda assim, considerando o que foi citado no parágrafo anterior sobre as singularidades presentes na ponta da ferramenta de corte, o aço 1045 foi considerado aprovado para compor o corpo do porta-ferramentas.

Dessa forma, todas as condições se apresentaram como opções válidas e considerando os custos dos materiais, facilidade de usinagem e obtenção dos perfis geométricos, optou-se por realizar a construção do porta-ferramentas no AISI 1045 sem tratamento térmico.

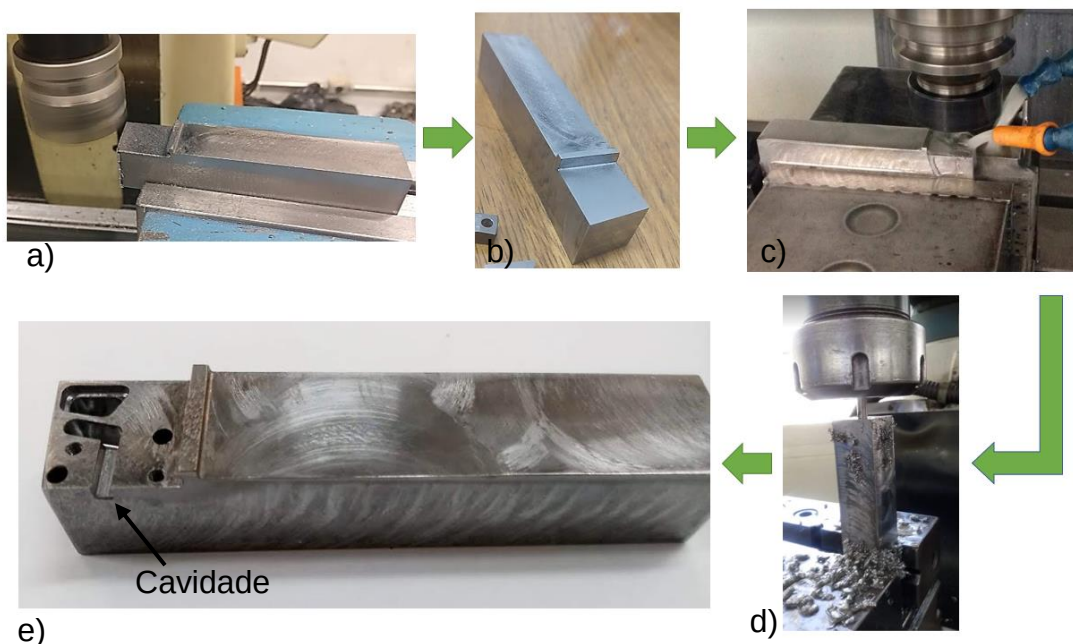
Após a etapa de desenvolvimentos, o porta-ferramentas e seus componentes auxiliares foram produzidos. Observa-se na Figura 44 o processo de usinagem do mesmo. A imagem (a) apresenta o processo sendo realizado em uma fresa convencional ZOCCA U30, pertencente ao Laboratório de Tecnologia da Usinagem (LATUS – UNESP/Bauru), obtendo o corpo da imagem (b). Já a imagem (c) representa o processo de usinagem realizado em um Centro de Usinagem nas dependências da Escola SENAI “João Martins Coube” de Bauru-SP, com o auxílio do Engenheiro Mecânico Rubem Araújo Escobar.

Figura 43 - Tensão de Von Mises equivalente (kgf/mm^2) para todos os materiais considerados na produção do porta-ferramentas: (a) AISI 1045 trefilado a frio; (b) AISI 1045 temperado e revenido; (c) AISI 4340 recozido; (d) AISI 4340 temperado e Revenido; (e) AISI 4140 normalizado; (f) AISI 4140 temperado e revenido.



Fonte: elaborada pelo autor.

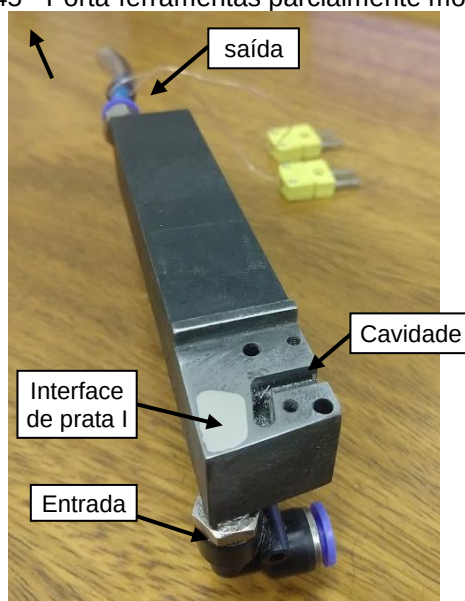
Figura 44 - Processo de fabricação do corpo do porta-ferramentas.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 45 é apresentado o porta-ferramentas com a interface de prata I, que será apresentada no próximo subcapítulo, fixada e polida, assim como as conexões rápidas de entrada e saída do fluido. Nesta imagem é possível notar uma cavidade onde uma placa seria acoplada para gerar o campo elétrico (E). Com a opção pela construção de uma câmara de aquecimento, essa particularidade do porta-ferramentas não foi utilizada.

Figura 45 - Porta-ferramentas parcialmente montado.

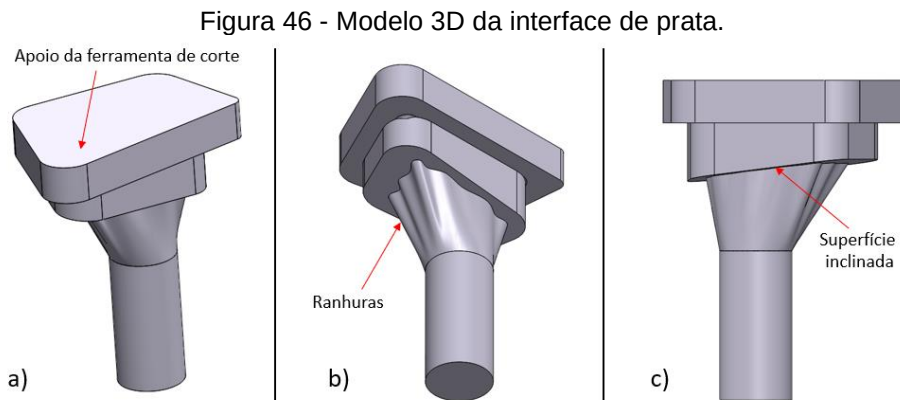


Fonte: elaborada pelo autor.

3.1.2. Interface de Prata I – Porta-ferramentas

Uma das partes mais importantes do sistema de transferência térmica é a interface de prata utilizada. Neste caso, considerou-se utilizar como materiais o alumínio, cobre ou prata. Ao analisar os valores da condutividade térmica deles, 237 W/m.K, 401 W/m.K e 429 W/m.K, respectivamente, optou-se pela prata.

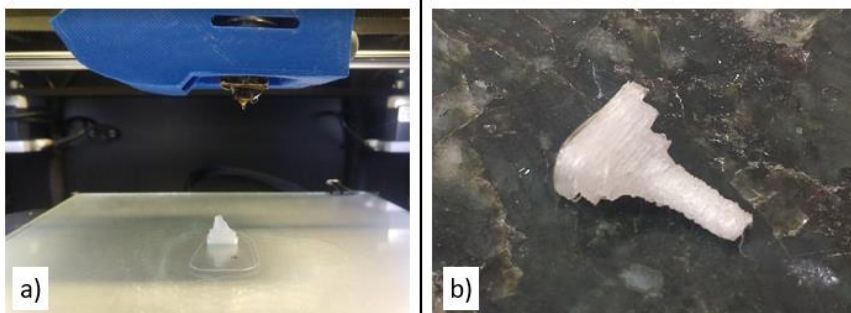
A geometria da interface de prata I é apresentada na Figura 46. Nela observa-se que sua geometria funciona como uma aleta onde se busca o aumento da superfície de contato entre o fluido e a prata. A parte (a) destaca a superfície por onde a ferramenta de corte se apoiará na interface de prata, a parte (b) apresenta as ranhuras feitas na peça a fim de aumentar a superfície de contato e a parte (c) detalha a inclinação da superfície por onde a mistura fluido/vapor terá contato. Esta inclinação se deve à necessidade de forçar o escoamento dos vapores gerados para fora da câmara de aquecimento, caso contrário, o mesmo atuará como uma barreira térmica, afetando a troca de calor e eficiência da refrigeração interna.



Fonte: elaborada pelo autor.

Para a produção da interface de prata, conforme apresentado na Figura 47, um modelo foi impresso em 3D com material PLA na impressora 3D - Moust Builder 2.0 para ser utilizado posteriormente na produção de um molde.

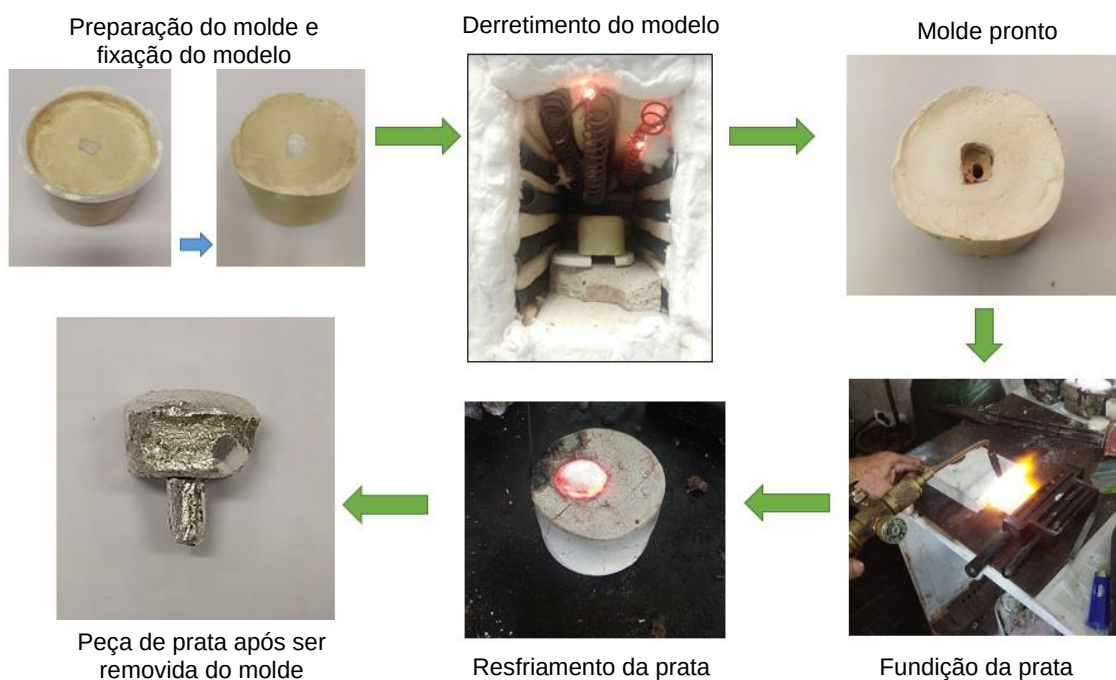
Figura 47 - Impressão 3D do modelo da Interface de Prata I: (a) Impressão em execução; (b) modelo impresso.



Fonte: elaborada pelo autor.

O preparo do molde e a fundição da Interface de Prata I são apresentados na Figura 48. Para o preparo do molde, pó de gesso terra foi misturado com água, depositado em um recipiente e o modelo 3D foi pressionado contra o molde para que ocupasse o espaço em que a prata seria vertida. Após a secagem, o recipiente externo foi removido e o molde colocado em um forno a 280 °C com o modelo 3D voltado para baixo a fim de que o mesmo escoasse do molde. O tempo de duração para o completo escoamento do material foi de 4 horas. Por fim, a prata foi fundida e depositada nesse molde. Após a solidificação da prata, o molde precisou ser destruído para retirada do corpo de prata.

Figura 48 - Sequência para produção da Interface de Prata I.



Fonte: elaborada pelo autor.

Com o corpo de prata fundido, iniciou-se a etapa de ajustagem da mesma para que encaixasse com mínimas folgas na cavidade do porta-ferramentas. Este processo foi realizado manualmente com uma lima murça para ajustagem. Na Figura 49 são apresentadas as etapas de ajustagem da interface de prata.

Figura 49 - Processo de ajustagem da Interface de Prata I



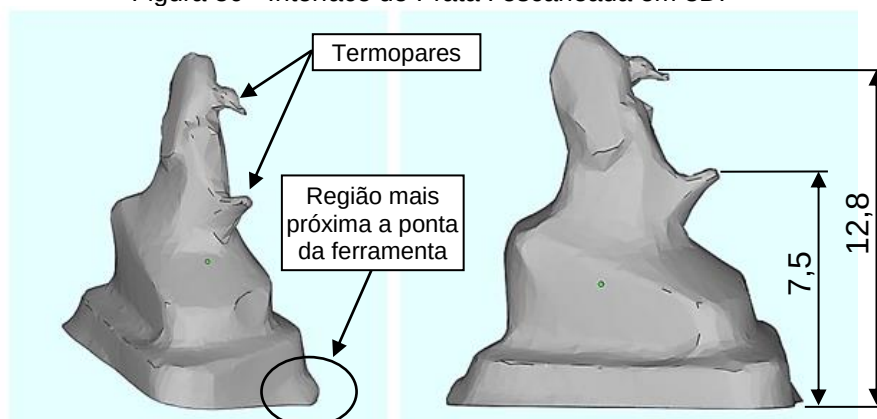
Fonte: elaborada pelo autor.

Após a produção da interface de prata, o mesmo foi escaneado para gerar o seu modelo 3D real no CADEP – Centro Avançado de Desenvolvimento de Produtos, pertencente à Faculdade de Artes, Arquitetura e Design (FAAC-UNESP/Bauru) de Bauru, com a utilização do Scanner Industrial 3D GOM ATOS / 2M®. O modelo gerado é apresentado na Figura 50 e será utilizado para auxílio na realização da estimativa do Coeficiente de transferência de Calor (h).

Com o auxílio de um software CAD, as seguintes informações foram obtidas:

- Volume total da interface é de 348,94 mm³,
- Massa de 3,85 g;
- Área total: 261,9 mm²

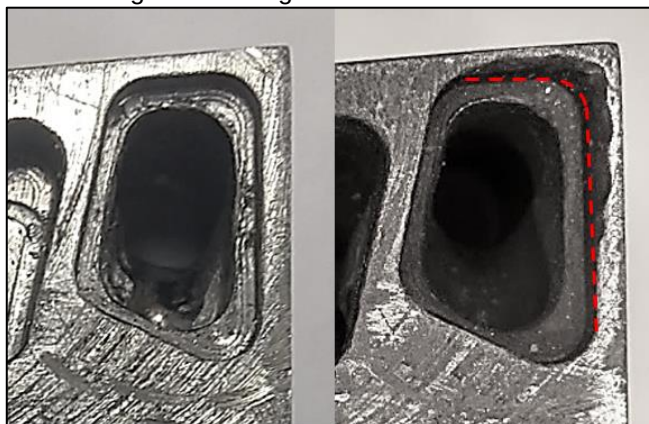
Figura 50 - Interface de Prata I escaneada em 3D.



Fonte: elaborada pelo autor.

Sobre a fixação da interface de prata ao corpo do porta-ferramentas, uma região lateral do bolsão foi usinada com uma retificadora manual a fim de que a prata pudesse ficar mais próxima da aresta de corte da ferramenta, conforme apresentado na Figura 51. Destaca-se aqui, que essa alteração geométrica não foi considerada na simulação estrutural.

Figura 51 - Região usinada do bolsão.

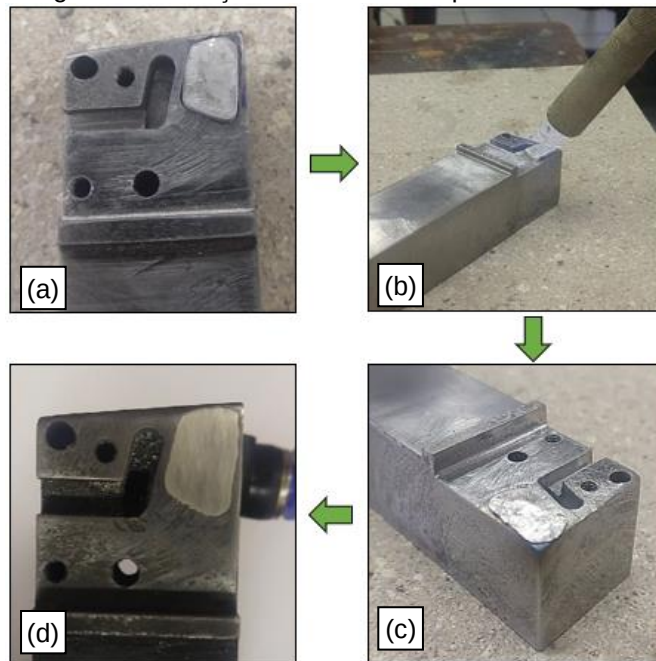


Fonte: elaborada pelo autor.

É importante salientar que o encaixe justo entre a interface de prata e a cavidade do porta-ferramentas é fundamental para que não ocorra vazamento do fluido R141b. Dessa forma, de acordo com a Figura 52, a interface de prata passou por um processo de conformação similar ao forjamento. A mesma foi aquecida *in loco* por meio de um maçarico e, após isso, submetida a um processo de conformação (martelamento) com o auxílio de uma punção, fazendo com que a deformação plástica resultante de suas laterais se ajustasse de acordo com a geometria do bolsão. Além disso, para minimizar ainda mais as chances de vazamentos, no momento da fixação

da interface de prata, resina Epóxi foi utilizada. Por fim, a mesma passou por um processo de ajuste, sendo limada e polida para chegar ao resultado final.

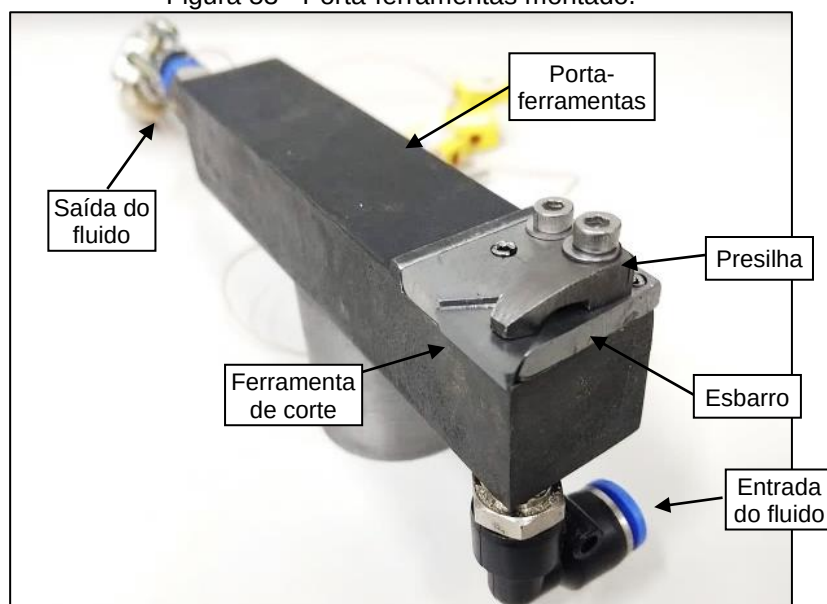
Figura 52 - Fixação da interface de prata no bolsão.



Fonte: elaborada pelo autor.

Como resultado final do porta-ferramentas, já com todas as suas partes, se tem o modelo apresentado na Figura 53.

Figura 53 - Porta-ferramentas montado.



Fonte: elaborada pelo autor.

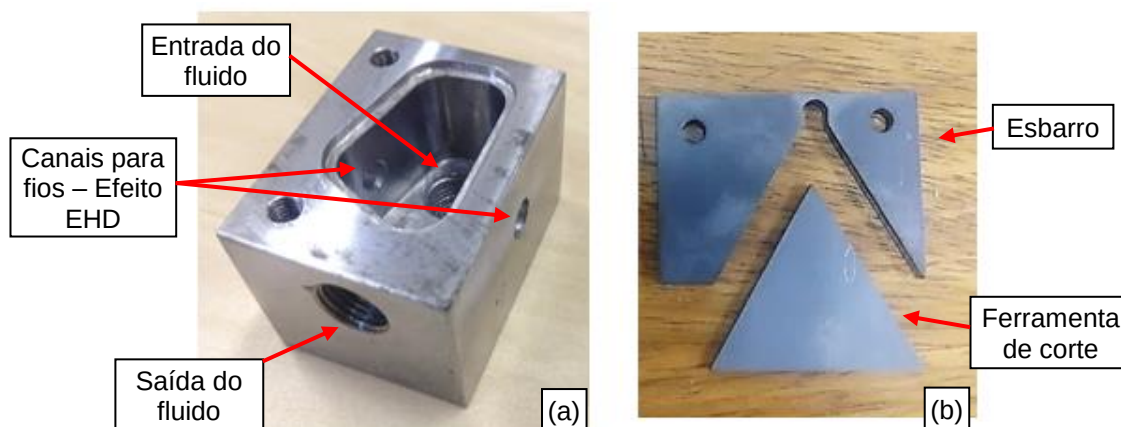
3.2. Desenvolvimento e construção da câmara de aquecimento para aplicação do efeito EHD

Para a realização dos ensaios, buscando uma maior proximidade com as condições de usinagem, foi construída uma câmara de aquecimento no formato do porta-ferramentas convencional, porém em escala quatro vezes maior, a fim de facilitar a aplicação do campo elétrico na região de transferência térmica e validar o mesmo. Além disso, todos os outros componentes também foram produzidos na mesma escala, sendo eles: ferramenta de corte e esbarro.

3.2.1. Câmara de aquecimento e seus componentes

Na Figura 54 é apresentada a câmara de aquecimento, assim como o esbarro e a ferramenta de corte. Nesse caso, tanto o esbarro quanto a câmara foram produzidos com aço AISI 1045, sendo que a câmara teve seu bolsão usinado em um Centro de Usinagem e o esbarro foi cortado a laser. Já a ferramenta de corte, por ser maior e não encontrada no mercado, foi produzida a partir de uma régua de metal duro e cortada por meio do processo de eletroerosão a fio. A câmara de aquecimento, diferentemente do porta-ferramentas, apresenta além da entrada e saída do fluido, dois orifícios por onde passavam os fios responsáveis por gerar o campo elétrico e, conseqüentemente, o efeito eletrohidrodinâmico.

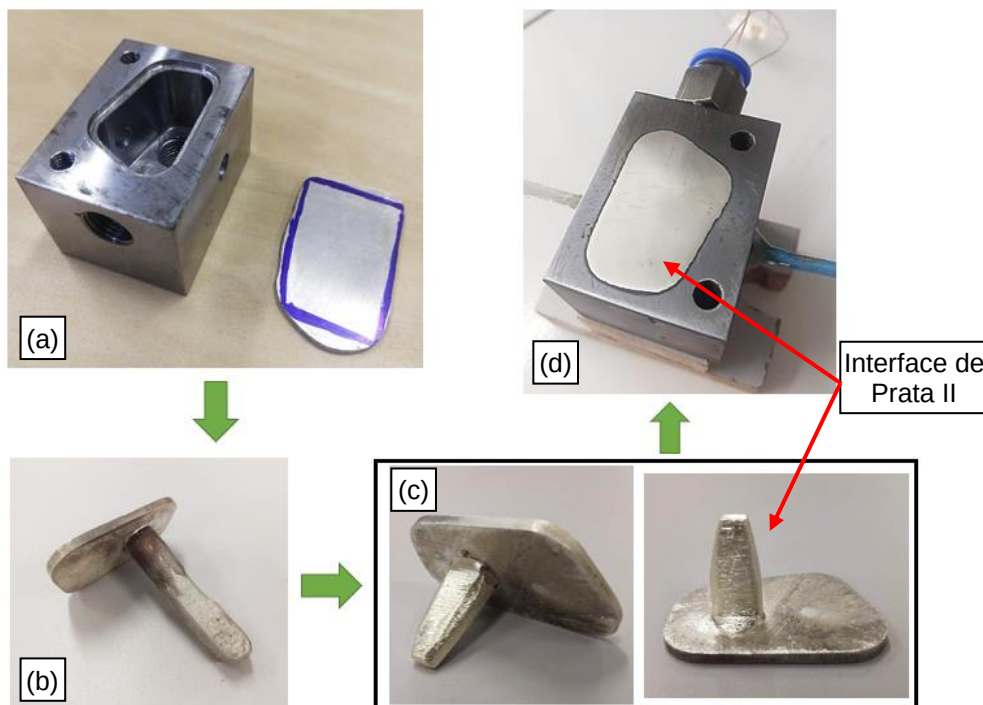
Figura 54 - Conjunto similar ao porta-ferramentas: (a) Câmara de aquecimento; (b) Esbarros e ferramenta de corte.



Fonte: elaborada pelo autor.

A Interface de Prata II, considerada uma aleta e desenvolvida para a câmara de aquecimento, seguiu o mesmo procedimento da Interface de Prata I, porém, nesse caso, por se tratar de uma peça com maiores dimensões, iniciou-se o processo de desenvolvimento dela a partir de chapa laminada produzida com 2,2 mm de espessura. É apresentado na Figura 55 o processo de produção e fixação dela. Após a chapa ser cortada e seu encaixe ser ajustado, um pino de prata foi soldado à mesma, a fim de exercer a função de uma aleta no momento da transferência térmica. Esse pino foi ajustado para que seu formato ficasse adequado com as dimensões internas do bolsão da câmara de aquecimento. Após essa etapa, a interface de prata II foi fixada por meio de conformação mecânica (martelamento), pressionando-a contra o rebaixo de 2 mm existente no bolsão e, novamente, para evitar a possibilidade de vazamentos do fluido, cola epóxi foi utilizada para evitar qualquer tipo de vazamento.

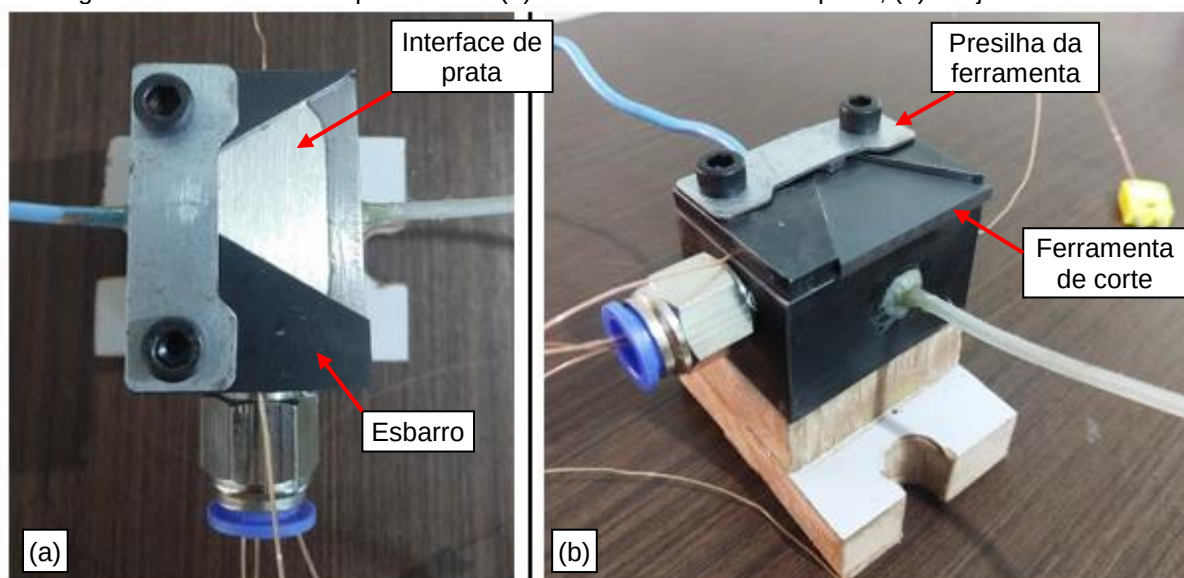
Figura 55 – Detalhes da Interface de prata II: (a) chapa de prata e câmara; (b) chapa e pino soldado; (c) interface de prata finalizada; (d) câmara de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Dessa forma, a câmara de aquecimento é apresentada na Figura 56 com todos os seus componentes já fixados, assim como com as conexões para o sistema de circulação.

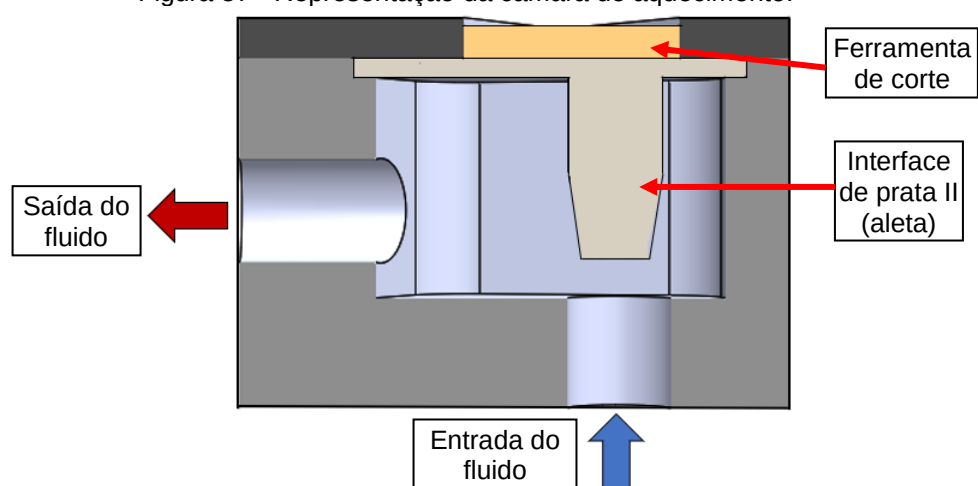
Figura 56 - Câmara de aquecimento: (a) detalhe da interface de prata; (b) conjunto montado.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 57 é apresentado o esquema de funcionamento da câmara de aquecimento. Nela, observa-se o canal de entrada e saída do fluido e a interface de prata II, responsável pela transferência térmica entre a ferramenta de corte e o fluido refrigerante.

Figura 57 - Representação da câmara de aquecimento.



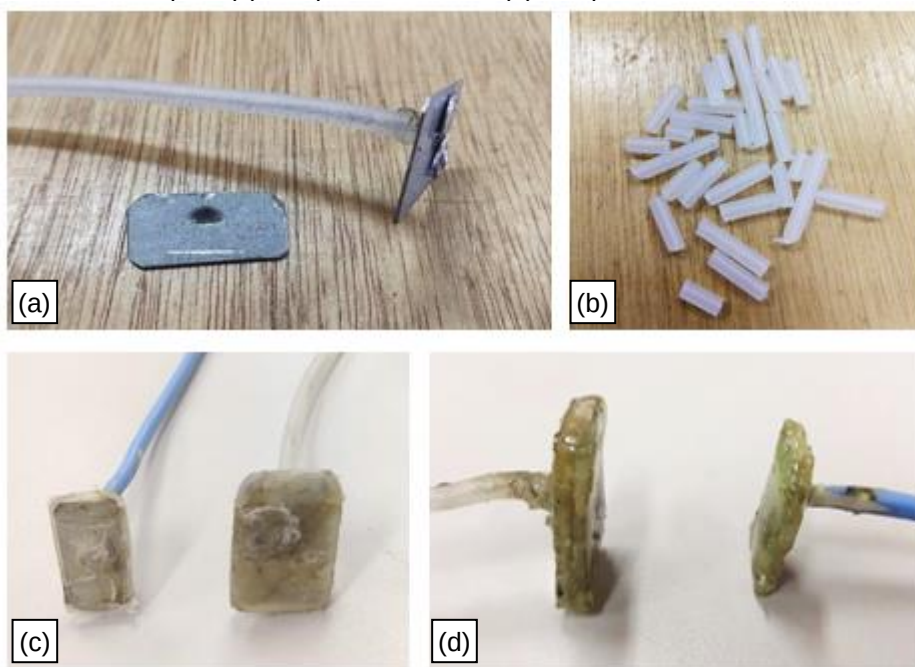
Fonte: elaborada pelo autor.

3.2.2. Sistema de aplicação do campo elétrico

O sistema para aplicação do campo elétrico foi desenvolvido a fim de verificar a influência do efeito eletrohidrodinâmico (EHD) na capacidade de refrigeração do porta-ferramentas.

Para gerar o campo elétrico, duas placas de aço inoxidável AISI 304 foram posicionadas dentro do bolsão da câmara de aquecimento. Essas placas foram ligadas a fonte de alta tensão e baixa corrente, sendo uma delas ligada ao polo positivo e a outra ao negativo. Para que estas chapas não ficassem em contato direto com o fluido, elas foram recobertas por PEBD – Polietileno de Baixa Densidade. Este material é o mesmo utilizado como isolantes em cabos com capacidade de até 40 kV, se adequando a condição em que estarão sujeitas. Ainda foi adicionada uma camada externa de epóxi a fim de garantir que nenhuma porção do refrigerante pudesse entrar em contato com a placa por meio de microtrincas etc. O processo de produção das chapas pode ser visto na Figura 58.

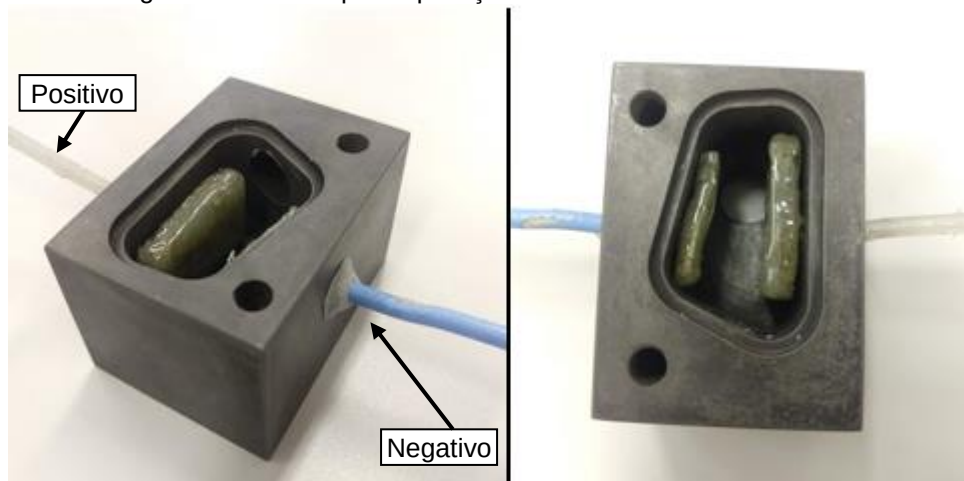
Figura 58 - Chapas para aplicação do Campo Elétrico: (a) Chapas inox; (b) material (PEBD) utilizado para revestir as chapas; (c) Chapas revestidas; (d) Chapas finalizadas com revestimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Após as chapas estarem prontas, essas foram posicionadas dentro do bolsão da câmara, de acordo com a Figura 59, e os cabos ligados foram fixados ao corpo da câmara por meio de massa epóxi.

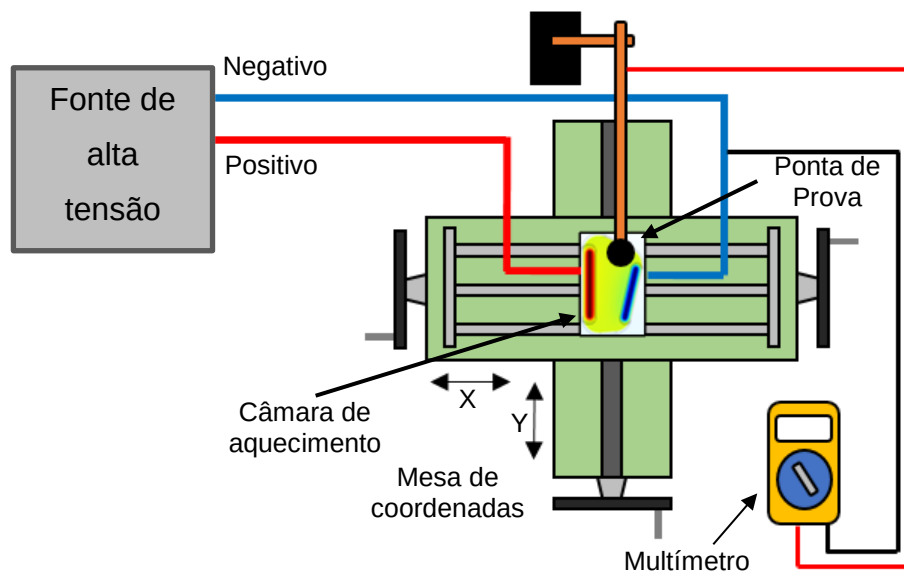
Figura 59 - Placas para aplicação do efeito eletrohidrodinâmico.



Fonte: elaborada pelo autor.

A fim de garantir o funcionamento do sistema para produzir o Efeito Eletrohidrodinâmico, um ensaio prático foi realizado com o intuito de comprovar a existência do campo elétrico. O ensaio se resume à aplicação de uma diferença de potencial elétrico (ddp) entre as placas já posicionadas e devidamente isoladas na região interna da câmara. Dois ensaios diferentes foram realizados, um utilizando água e o outro utilizando R141b. Com o auxílio de um multímetro, foi verificada a diferença de potencial para diferentes pontos entre as placas. Um dos cabos do multímetro foi conectado à placa negativa e o outro cabo ficou conectado a uma ponta de prova que, por meio de uma mesa coordenada, foi deslocada pela região que estava sendo analisada. A bancada de ensaios é apresentada na Figura 60. A fonte utilizada nesse ensaio e nos demais ensaios envolvendo o efeito EHD foi a Fonte de Alta Tensão e Baixa Corrente, APIS 0330A, produzida pela Inergiae. Dentre suas características, destaca-se a corrente máxima de 10 mA e a tensão máxima de 30 kV.

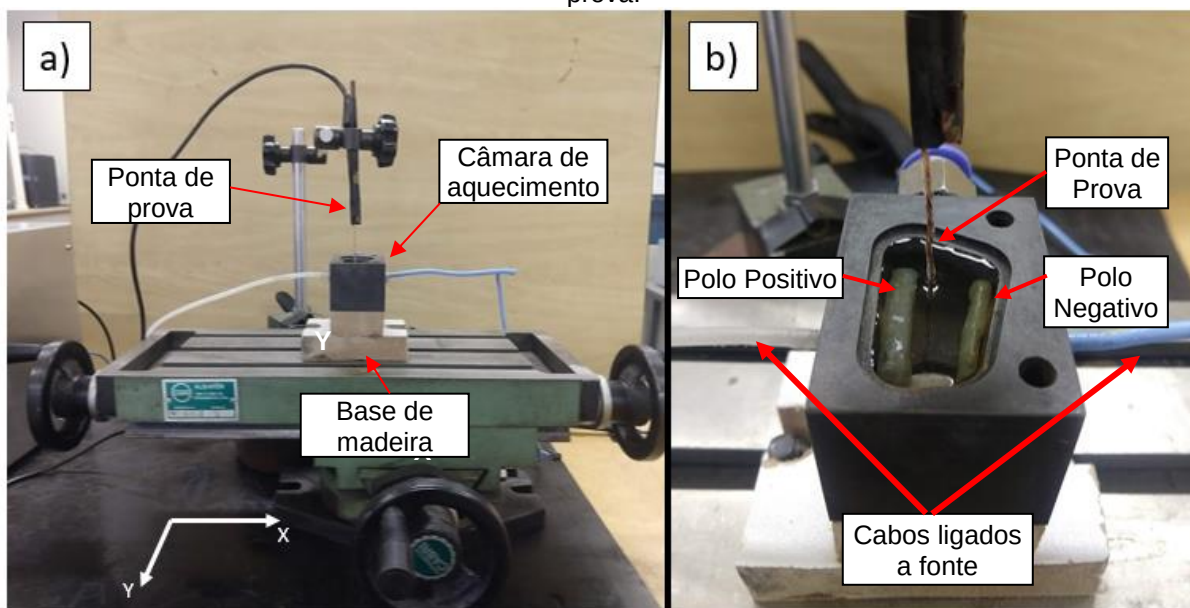
Figura 60 - Bancada de ensaios para medição do campo elétrico.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 61 é apresentada de forma mais detalhada a câmara de aquecimento, sendo que se destaca a região entre as placas isoladas (polo positivo e negativo). A ponta de prova, ligada ao multímetro, se mantém fixa e a câmara se movimenta através da mesa de coordenadas.

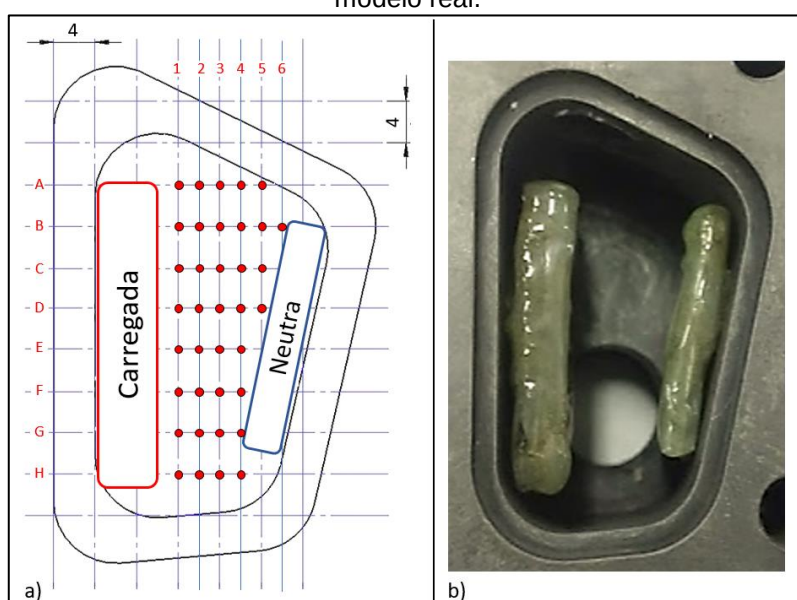
Figura 61 - Aparato experimental: (a) mesa de coordenadas; (b) Câmara de aquecimento e ponta de prova.



Fonte: elaborada pelo autor.

É apresentado na Figura 62 os pontos em que a ddp foi medida. Observa-se que a distância entre as colunas (1 a 6) é de 2 mm e a distância entre as linhas (A a H) é de 4 mm. A ponta de prova, por meio da mesa de coordenadas foi posicionada em cada um dos pontos identificados pelos círculos indicados na região entre a placa carregada e a placa neutra. No caso dos ensaios com água, a tensão definida na fonte foi de 1 kV e nos ensaios com o R141b foi de 4 kV.

Figura 62 - Pontos de medição do campo elétrico: (a) Identificação dos pontos de medição; (b) modelo real.



Fonte: elaborada pelo autor.

Conhecendo-se a diferença de potencial entre a ponta de prova e a placa negativa foi possível calcular a intensidade do campo elétrico presente. Alguns dos pontos, devido ao diâmetro da ponta de prova, não foram possíveis de serem registrados. Para a medição da diferença de potencial foi utilizado o Multímetro Digital LeePro Tool, modelo MAS838 e a ponta de prova era de cobre e possuía diâmetro de 0,5 mm.

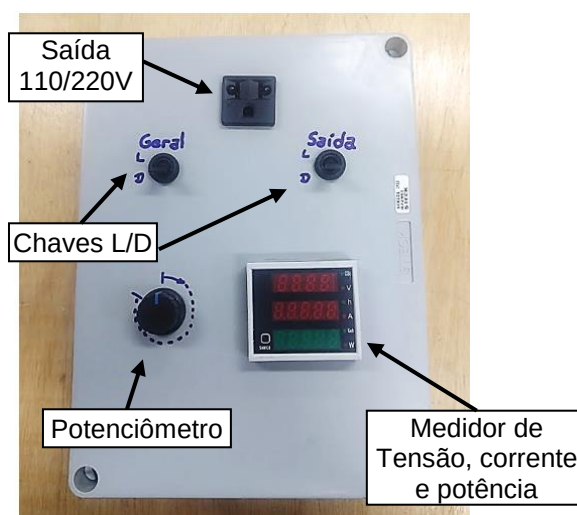
Os resultados obtidos, com dados da ddp e também do valor do campo elétrico, considerando-se a distância entre a ponta de prova e placa positiva, são apresentados no *Capítulo IV*, referente à análise dos resultados.

Para a realização dos ensaios oficiais, a tensão aplicada foi de 4 kV. Essa opção se deve ao fato de que, para tensões maiores aplicadas, o registro das temperaturas era afetado e passava a apresentar valores aleatórios.

3.2.3. *Sistemas de aquecimento e controle de potência fornecida*

Para a realização dos ensaios na câmara de aquecimento, a ferramenta de corte não seria aquecida por meio do processo de deformação plástica do material a ser usinado. Sendo assim, um sistema de aquecimento foi desenvolvido a fim de propiciar uma condição similar à de usinagem, porém com foco apenas no aquecimento da ferramenta de corte. Um controlador foi desenvolvido para que a potência fornecida fosse sempre a mesma em todas as condições, permitindo a variação da temperatura em decorrência dos diferentes nanofluidos e aplicação do efeito Eletrohidrodinâmico. Na Figura 63 é apresentado este controlador e alguns de seus detalhes.

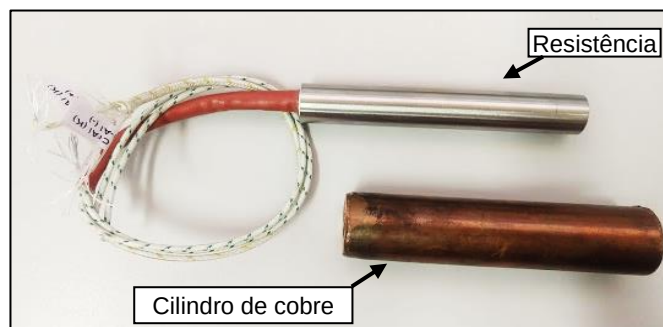
Figura 63 - Controlador de potência do sistema de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Para realizar o aquecimento, uma resistência cartucho com diâmetro de 15,9 mm, comprimento de 100 mm e potência máxima de 400 W foi utilizada. Esse tipo de resistência não pode ficar exposta ao ar e, por esse motivo, a mesma foi acoplada a um cilindro de cobre, conforme apresentado na Figura 64.

Figura 64 - Resistência tipo cartucho e cilindro de cobre.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 65 apresenta-se esse cilindro de cobre isolado com uma camada de 20 mm de lã de vidro, deixando exposta ao ambiente apenas sua extremidade inferior que, em contato com ferramenta de corte e sendo considerado um modelo ideal, dissipa todo o calor gerado para a sua superfície de saída. Após a lã de vidro ser fixada ao cilindro por meio de abraçadeiras de nylon, utilizou-se folha de papel alumínio para criar uma segunda barreira térmica que, nesse caso, também atuou como uma barreira para a radiação. Uma segunda função desse revestimento foi de evitar o contato direto entre a lã de vidro e a pele de quem estivesse manuseando o sistema, visto que as fibras dessa lã podem causar irritações na pele. Com as duas camadas de isolamento, assumiu-se, em condição ideal, que o todo o calor gerado era direcionado para a ferramenta de corte.

Figura 65 - Isolamento térmico: (a) lã de vidro; (b) Resistência envelopada.



Fonte: elaborada pelo autor.

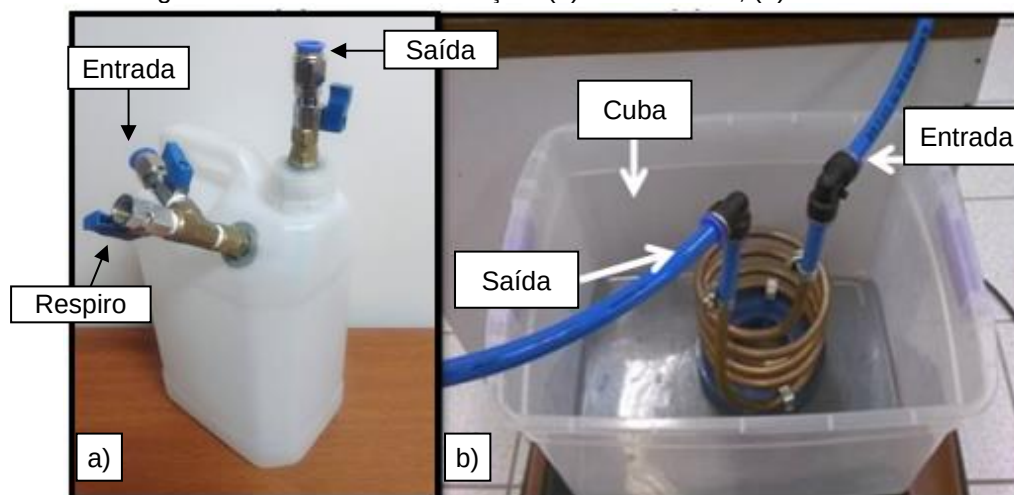
3.3. Sistema de circulação e resfriamento do fluido

O sistema de circulação para os ensaios envolvendo o torneamento dos corpos de prova e o utilizado nos ensaios na câmara de aquecimento foram similares, com

alguns componentes em comum. A diferença entre eles será basicamente a distância entre um componente e outro, visto que nos ensaios práticos no torno CNC as distâncias se tornam maiores devido à dimensão do maquinário e necessidade de que alguns dos componentes fiquem do lado de fora da máquina.

Este sistema foi desenvolvido visando o escoamento bifásico, já que o fluido em questão é o R141b e a sua mudança de fase era esperada. Na Figura 66 apresenta-se o reservatório com capacidade de 6 L, feito de Polietileno de Alta Densidade (PEAD) e adaptado para a condição experimental. Sua escolha se deu, principalmente, em decorrência de sua inércia química com relação ao fluido R141b e também por se tratar de um material translúcido, permitindo a fácil visualização do nível de nanofluido. Também é apresentado o condensador, produzido com um tubo de cobre com diâmetro externo e interno de 10 mm e 8 mm, respectivamente, e 2 m de comprimento, que foi enrolado em espiral e fixado em uma base de ferro fundido para garantir sua estabilidade enquanto o sistema estivesse em funcionamento. O condensador fica dentro de uma cuba preenchida com água ou algum outro tipo de fluido em temperatura adequada. No caso dos experimentos envolvendo o R141b, uma mistura de água e gelo foi mantida com temperatura próxima de 8 °C.

Figura 66 - Sistema de circulação: (a) Reservatório; (b) Condensador.



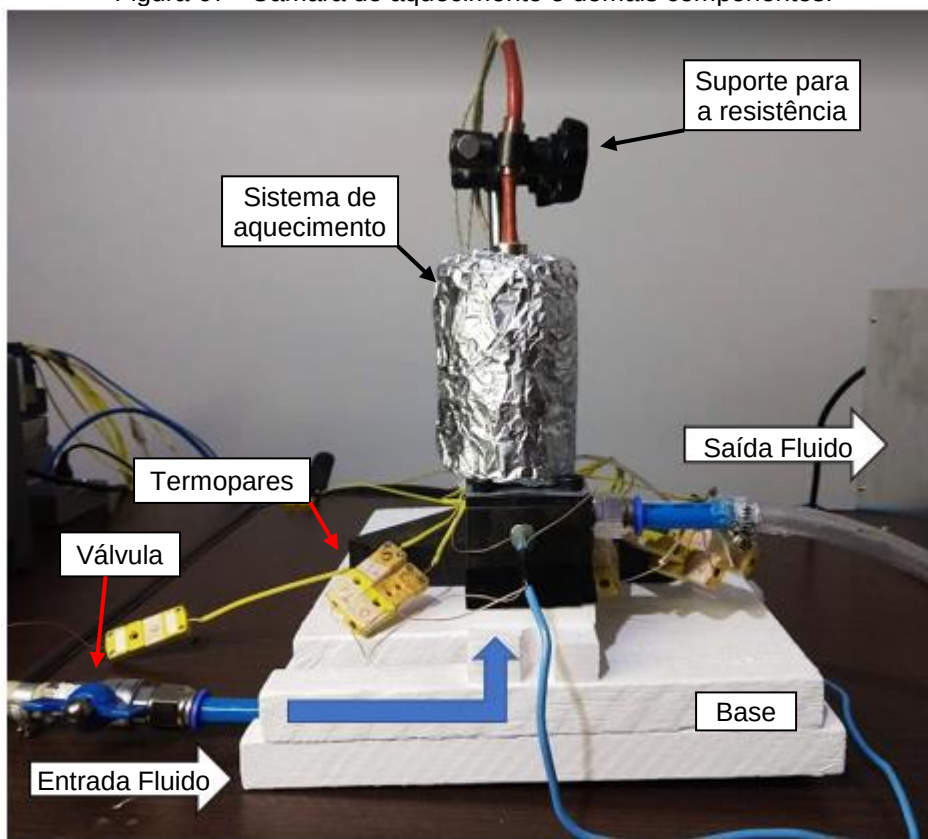
Fonte: elaborada pelo autor.

Também se utilizou uma bomba peristáltica VerderFlex Smart S10C com tubulação verderprene (específica da bomba). Esse tipo de bomba permite o bombeamento sem que os fluidos tenham contato com seus componentes internos. Para a circulação do fluido, as mangueiras utilizadas foram de poliuretano por não

reagirem com o fluido refrigerante e são de fácil manuseio durante a montagem, pois admitem o uso de conexões instantâneas, normalmente utilizadas em sistemas pneumáticos. Todo o sistema de circulação era composto por vias de poliuretano, que se apresentaram resistentes aos efeitos do refrigerante. Curtos trechos com mangueira de PVC transparente, conhecida como mangueira cristal, foram utilizados na saída tanto da câmara de aquecimento quanto do porta-ferramentas para facilitar a identificação de vapor produzido no processo de transferência térmica.

É apresentada na Figura 67 a câmara de aquecimento posicionada com os demais componentes, como: (i) sistema de aquecimento fixado à base que o sustenta, (ii) tubos do sistema de circulação do fluido, (iii) termopares e (iv) a base de todo o sistema, feita em madeira e com um canal para que o tubo PU pudesse ser acoplado à parte inferior da câmara. Ressalta-se que válvulas de fluxo foram adicionadas ao sistema para facilitar o manuseio de partes do sistema quando este estiver com fluido.

Figura 67 - Câmara de aquecimento e demais componentes.

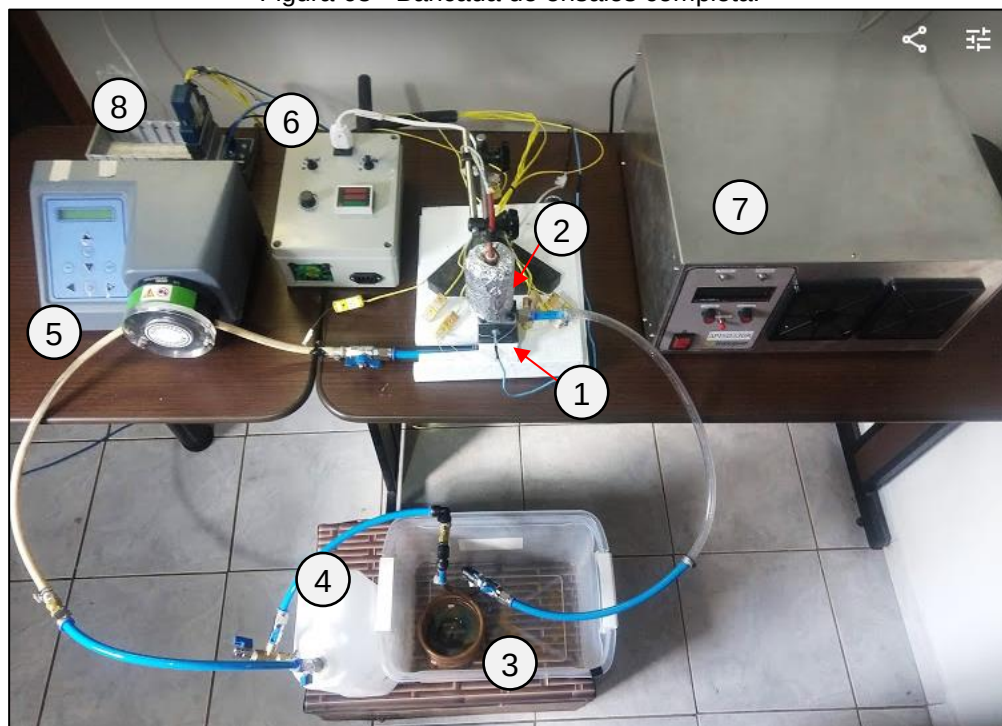


Fonte: elaborada pelo autor.

Por fim, na Figura 68 é apresentado o sistema completo de circulação do ensaio na câmara de aquecimento. Nela, verifica-se a presença da (1) câmara de

aquecimento; (2) sistema de aquecimento; (3) condensador; (4) reservatório; (5) bomba peristáltica; (6) sistema de controle de potência; (7) fonte de alta tensão e baixa corrente e (8) módulo de aquisição de dados.

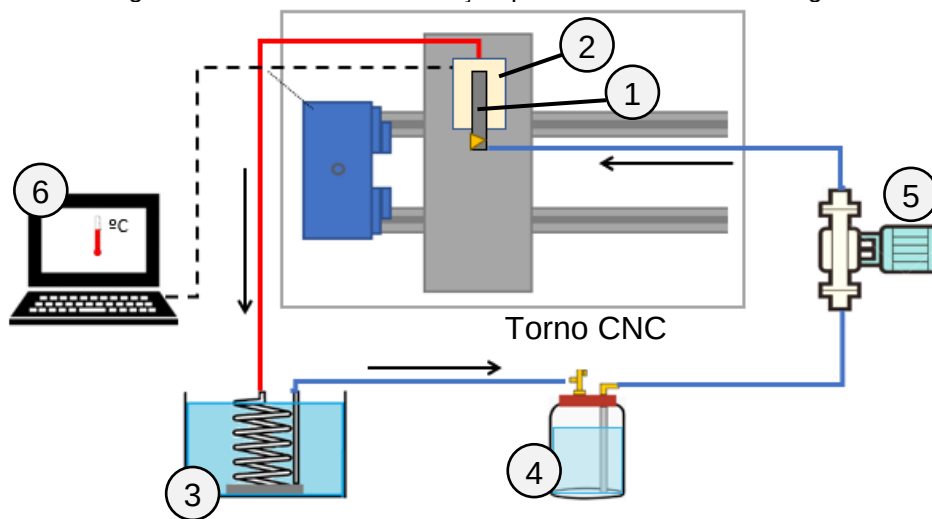
Figura 68 - Bancada de ensaios completa.



Fonte: elaborada pelo autor.

Já na Figura 69 apresenta-se o esboço do sistema completo de circulação para o torno CNC. Dentre os itens presentes, tem-se: (1) porta-ferramentas; (2) dinamômetro; (3) condensador; (4) reservatório; (5) bomba peristáltica; (6) computador contemplando o módulo de aquisição de dados.

Figura 69 - Sistema de circulação para os ensaios de usinagem.



Fonte: elaborada pelo autor.

3.4. Sistema de monitoramento dos esforços de corte e temperaturas

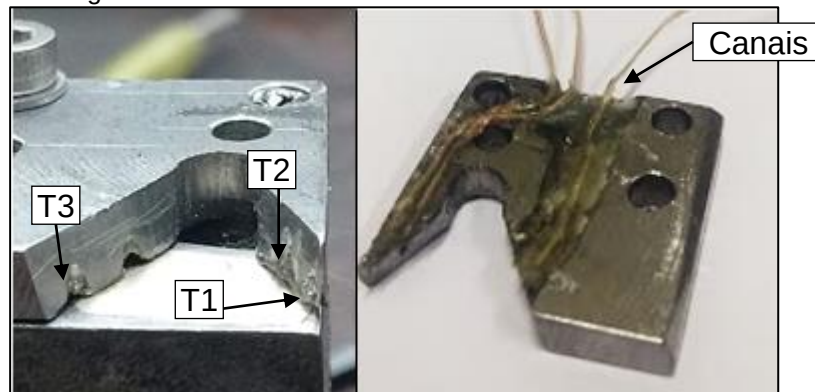
Nesta pesquisa, procurou-se compreender a influência que a refrigeração interna, os nanofluidos e o efeito eletrohidrodinâmico teriam na vida da ferramenta e na eliminação/redução da necessidade de fluido de corte. Sendo assim, tornou-se necessário o registro de dados relacionados à temperatura e esforços envolvidos no processo.

Para os ensaios realizados tanto no torno CNC quanto na câmara de aquecimento para aplicação do efeito EHD, as temperaturas foram registradas por meio de microtermopares (diâmetro de 0,3 mm) do tipo K.

3.4.1. Termopares e dinamômetro para os ensaios no Torno CNC

Os ensaios realizados no torno CNC contaram com termopares fixados em três posições no esbarro da ferramenta de corte (T1, T2 e T3), conforme apresentado na Figura 70, condizendo com o trabalho realizado por Ingraci (2014) e também por Liang et al. (2011). Esses termopares serão responsáveis por auxiliar no mapeamento das temperaturas na ferramenta de corte.

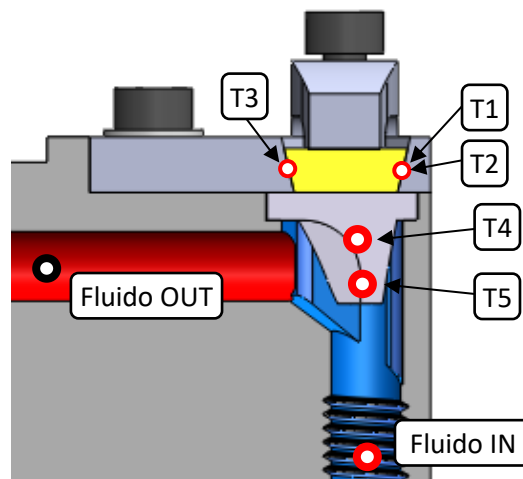
Figura 70 - Esbarro I da ferramenta de corte e detalhes.



Fonte: elaborada pelo autor.

Foram acoplados na Interface de Prata I, considerada uma aleta, dois termopares: “T4” e “T5”. Também se registrou as temperaturas de entrada (Fluido IN) e de saída (Fluido OUT) do refrigerante/nanorefrigerante. Os pontos de registro são apresentados na Figura 71.

Figura 71 - Pontos de registro da temperatura no porta-ferramentas.



Fonte: elaborada pelo autor.

Os esforços de corte também foram registrados nos ensaios envolvendo o torneamento dos corpos de prova, utilizando-se o dinamômetro de três coordenadas da Kistler – 9257BA conectado à unidade de controle 5233A1 que possui um filtro passa baixo de 200 Hz e permite a seleção da faixa apropriada para os esforços em cada direção (5 kN no sentido do eixo Z e 2 kN para os eixos X e Y).

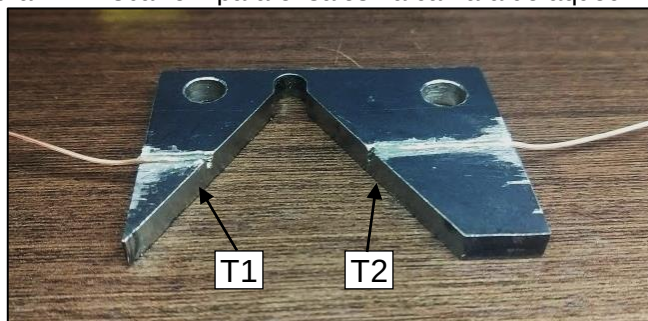
As saídas coaxiais da unidade de controle do dinamômetro estão conectadas ao mesmo módulo de aquisição de dados que foi utilizado para o registro das

temperaturas. Se trata do módulo da National Instrument, modelo NI-9207, e que se comunica por meio de um computador, através do chassi de ethernet cDaq-9188, a uma frequência de aquisição de 200 Hz.

3.4.2. *Termopares para os ensaios na câmara de aquecimento*

Nos ensaios realizados na câmara de aquecimento, dois termopares foram fixados no esbarro da ferramenta, conforme apresentados na Figura 72. Durante a execução dos ensaios, utilizou-se pasta térmica nas juntas dos termopares para melhorar a condutividade térmica e, conseqüentemente, a qualidade do registro das temperaturas.

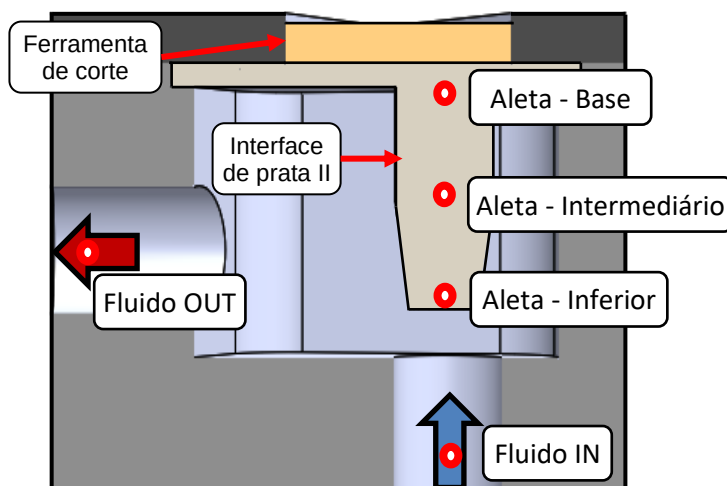
Figura 72 - Esbarro II para ensaios na câmara de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Três termopares foram posicionados na Interface de Prata II (Aleta – Base; Aleta – Intermediário; Aleta - Inferior), um termopar na entrada do fluido (Fluido IN) e outro na saída (Fluido OUT), conforme apresentado na Figura 73.

Figura 73 - Pontos de registro da temperatura na câmara de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Além disso, foram registradas as temperaturas no condensador e internamente a resistência utilizada para simular o aquecimento da ferramenta de corte, totalizando 9 pontos de registro. Durante a execução dos ensaios, utilizou-se pasta térmica nas juntas dos termopares para melhorar a condutividade térmica e, conseqüentemente, a qualidade do registro das temperaturas.

3.4.3. Sistema de aquisição de dados

Conforme já mencionado, para o registro de dados, utilizou-se um módulo de aquisição de dados analógicos da National Instrument modelo NI-9207. Para atuar como interface e no comando do registro de dados dos ensaios na câmara de aquecimento e no torno CNC, dois Instrumentos Virtuais (IVs) complementares foram desenvolvidos utilizando o software *LabView* 6.1.

3.5. Nanopartículas, fluidos e a produção dos nanofluidos

Neste estudo, os ensaios na câmara de aquecimento e no torno CNC foram realizados com o refrigerante R141b (fórmula molecular: $C_2H_3Cl_2F$, adquirido da empresa Chemours™) que foi selecionado como fluido base. O primeiro deles é porque o mesmo foi utilizado no projeto anterior do porta-ferramentas

(INGRACI, 2014) e apresentou um bom resultado. Além disso, também se considerou os seus benefícios já citados.

De acordo com Sharab et al. (2017), sabe-se que nanopartículas metálicas têm condutividades térmicas mais altas do que óxidos e, conseqüentemente, os nanofluidos com nanopartículas metálicas mostram condutividades térmicas mais altas. No entanto, um grande problema em usar nanofluidos com nanopartículas metálicas é que essas costumam sofrer instabilidade com o tempo, diferentemente do que acontece com nanopartículas de óxidos metálicos.

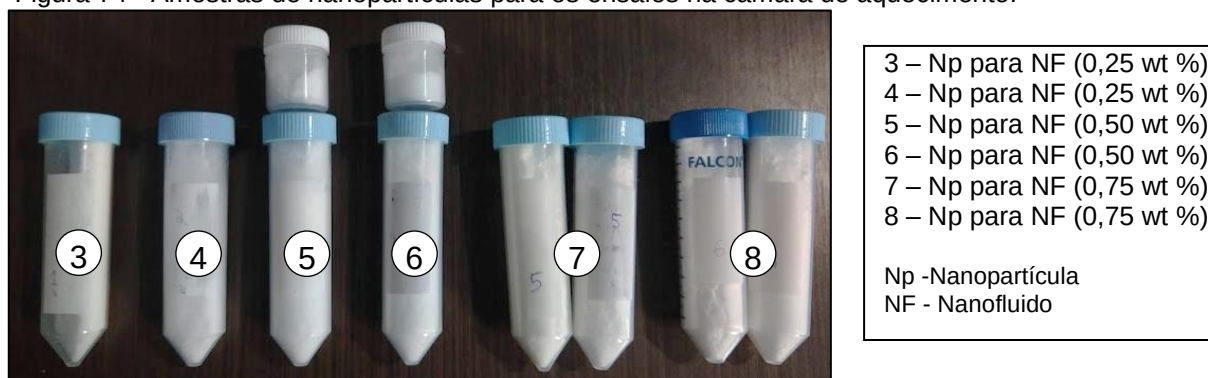
Desse modo, devido à grande quantidade de pesquisas relacionadas com nanopartículas de alumina e diferentes fluidos base, optou-se por trabalhar com as mesmas, considerando também a facilidade na sua aquisição.

As nanopartículas foram adquiridas através da empresa Sigma-Aldrich Brasil Ltda com verba oriunda do Auxílio à Pesquisa FAPESP 2018/08246-2. A seguir são apresentadas algumas de suas características:

- Fórmula química: Al_2O_3 ;
- Tamanho da partícula: 13 nm (caracterização por Microscópio de Transmissão Eletrônica);
- Formato: esférico;
- Massa molar: 101,96 g/mol;
- Aparência (cor): branca;
- Aparência (forma): pó;
- Área superficial: 85 m^2/g – 115 m^2/g ;
- pH 4,5 – 5,5;
- Pureza: 99,8 % baseado na Análise de Metais Traço (*Trace Metals Analysis*);

Dentre os tamanhos disponíveis de nanopartículas de Al_2O_3 ofertados pela empresa em questão, existiam as opções de 13 nm, 30 nm a 60 nm e 50 nm. A escolha pelo menor tamanho de nanopartícula se deve às ponderações realizadas por Peng et al. (2015) com relação ao processo de aumento do diâmetro hidrodinâmico (DH) das nanopartículas, sendo que quanto maior for o DH, maior a tendência de sedimentação. Também afirmam que, quanto menor for a nanopartícula, mais tempo levará para que seus agregados tenham DH suficiente para sedimentarem, resultando em nanofluidos mais estáveis. A Figura 74 apresenta as nanopartículas separadas para serem utilizadas nos ensaios na câmara de aquecimento.

Figura 74 - Amostras de nanopartículas para os ensaios na câmara de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

As nanopartículas de Al_2O_3 não apresentaram problemas com relação à miscibilidade no fluido refrigerante e, como estas vieram em pó, o processo para produção do nanofluido se resumiu a misturá-las com o fluido R141b e submetê-las à agitação.

Utilizando-se da prática estabelecida em pesquisa de mestrado anterior “Análise da capacidade de refrigeração dos nanofluidos de prata e hematita com enfoque na aplicação prática em porta-ferramentas refrigerado internamente” (FRAGELLI, 2016), adotou-se o método de dois passos para a produção dos nanofluidos de alumina em três diferentes concentrações. O processo se resumiu à (i) mistura de uma quantidade conhecida nanopartículas com uma massa determinada de fluido refrigerante e, por fim, (ii) a agitação ultrassônica da solução coloidal.

Para executar esse procedimento, primeiramente, a balança de precisão analítica – SHIMADZU AUW220D com Calibração Interna e divisão de 0,0001 g e que se encontra no Laboratório de Metrologia do Departamento de Engenharia Mecânica (FEB – UNESP, campus Bauru) foi utilizada para separação da massa necessária de nanopartículas e do fluido refrigerante, de acordo com a Tabela 6.

Tabela 6 - Massas de nanopartículas e de R141b para os ensaios.

	Condição	Fração Mássica (%)	Concentração Volumétrica (%)	Al ₂ O ₃ (g)	R141b (g)
CÂMARA DE AQUECIMENTO					
1	R141b	-	-	-	600,00
2	R141b + EHD	-	-	-	600,00
3	R141b	0,25	0,0768	1,5000	600,00
4	R141b + EHD	0,25	0,0768	1,5000	600,00
5	R141b	0,50	0,1516	3,0000	600,00
6	R141b + EHD	0,50	0,1516	3,0000	600,00
7	R141b	0,75	0,2273	4,5000	600,00
8	R141b + EHD	0,75	0,2273	4,5000	600,00
USINAGEM - TORNO CNC					
1	R141b	-	-	-	600,0000
2	R141b	0,25	0,0768	1,5000	600,0000
3	R141b	0,50	0,1516	3,0000	600,0000
4	R141b	0,75	0,2273	4,5000	600,0000

Fonte: elaborada pelo autor.

A agitador utilizado foi o Agitador Ultrassônico 350, da empresa Viking do Brasil, conforme apresentado na Figura 75. No caso, devido ao aquecimento do transdutor e, conseqüente aquecimento do nanorefrigerante em produção, o recipiente com a solução coloidal foi mantido imerso em cuba com gelo e água para evitar a ocorrência de vaporização do nanorefrigerante. O processo de agitação durou 30 minutos para cada amostra, em concordância com pesquisas apresentadas por Ghadimi et al. (2011), Sun e Yang (2013) e Peng et al. (2015).

Figura 75 - Agitador Ultrassônico.



Fonte: elaborada pelo autor.

3.6. Máquina ferramenta, corpos de prova e ferramentas de corte.

Para realizar os ensaios e validar tanto o modelo de porta-ferramentas proposto quanto o método de refrigeração adotado, necessitou-se de um maquinário específico, ferramentas de corte e, para a execução da usinagem, a confecção de corpos de prova. Os ensaios de usinagem envolveram a comparação do método de refrigeração interna do porta-ferramentas, refrigeração abundante e a usinagem a seco. Além disso, considerando apenas o método proposto, variou-se a concentração dos nanorefrigerantes utilizados.

O torno utilizado na pesquisa e apresentado na Figura 76 é o Torno CNC Romi Centur 30D, localizado no Laboratório de Usinagem da Faculdade de Engenharia de Bauru (FEB/UNESP), obtido por meio do Projeto de Auxílio a Pesquisa FAPESP (2011/23600-8). Além disso, todo o sistema de circulação e registro de dados também é apresentado. (1) porta-ferramentas; (2) dinamômetro; (3) condensador; (4) reservatório; (5) bomba peristáltica; (6) módulo de aquisição de dados.

Figura 76 - Torno CNC Romi Centur 30D e sistema de circulação.

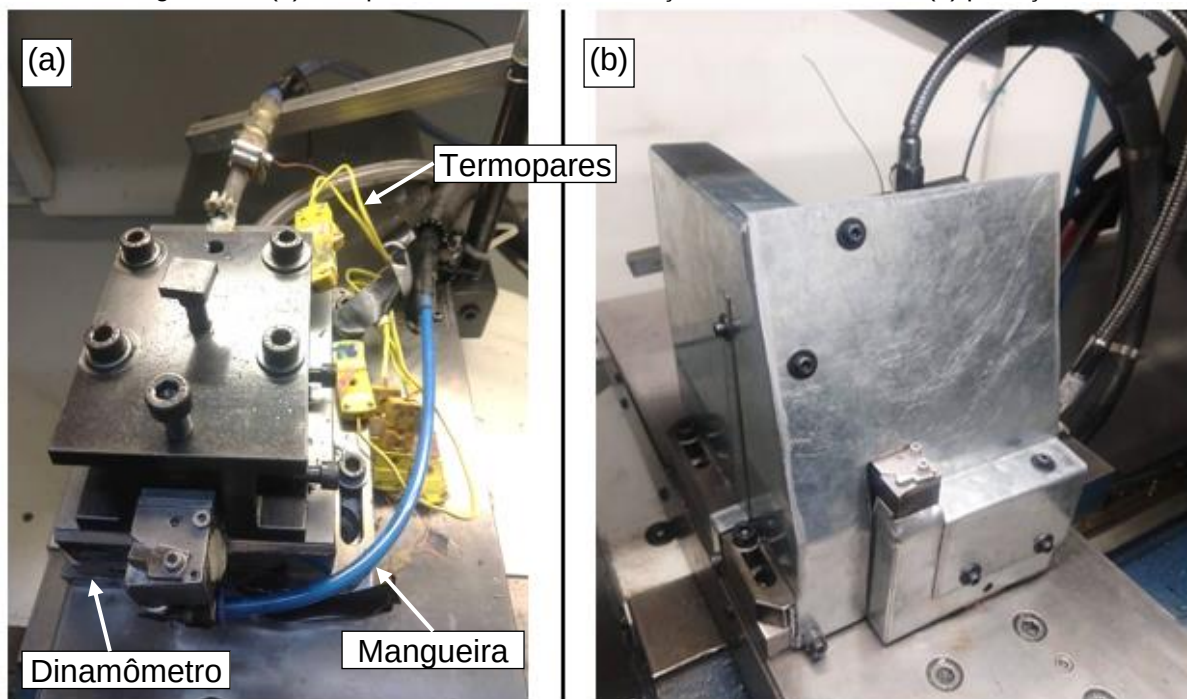


Fonte: elaborada pelo autor.

Internamente ao Torno CNC, foi necessário construir uma proteção para o dinamômetro e todos os componentes do sistema de circulação e registro de dados,

considerando que durante os ensaios os cavacos poderiam danificar esses componentes por causa das altas temperaturas e velocidades atingidas. Na Figura 77 são apresentados os componentes e a proteção utilizada durante os ensaios.

Figura 77 - (a) Componentes vulneráveis a ação dos cavacos e (b) proteção.



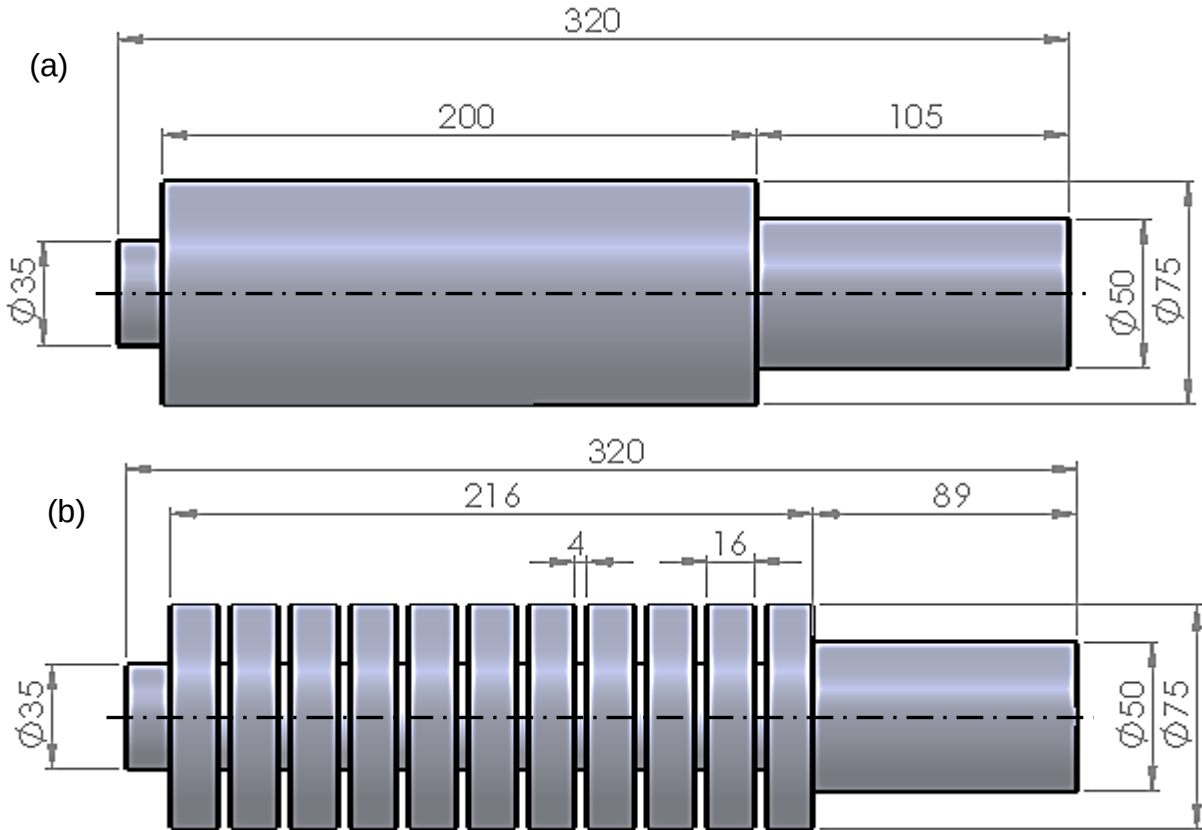
Fonte: elaborada pelo autor.

Os corpos de prova foram produzidos com o aço AISI 1045, laminado a frio, que é um aço amplamente estudado e muito utilizado na indústria. Possui boa usinabilidade e boa condutividade térmica de $49,8 \text{ W/m}\cdot\text{K}$. Foram produzidos dois modelos de corpos de prova, conforme apresentado na Figura 78. O primeiro corpo de prova é contínuo. Já o segundo possui canais com 4 mm de largura para permitir a quebra do cavaco durante a usinagem e para simular a condição de corte interrompido, típica de condições de desbaste, onde existe a presença de ciclos térmicos e rápidos carregamentos e descarregamentos na ferramenta de corte.

Os dois modelos de corpos de prova necessitaram de um rebaixo com 35 mm de diâmetro e 15 mm de largura para evitar que o número de passes fosse limitado pelo choque entre o porta-ferramentas e a contra-ponta no momento da aproximação. Nota-se também que existe outro rebaixo no lado oposto das peças com 50 mm de diâmetro. Estes foram produzidos para possibilitar a realização de mais passes por

peça sem que a proteção adaptada ao conjunto colidisse na porção da peça que não sofreria usinagem.

Figura 78 - Corpos de prova: (a) Contínuo; (b) Segmentado.



Fonte: elaborada pelo autor.

Quanto às ferramentas de corte utilizadas, optou-se, seguindo o mesmo padrão de ensaios realizados por Ingraci (2014), ferramentas de metal duro sem revestimento, fabricadas pela ISCAR, modelo TPUN 160308, IC20, sem quebra cavacos, classificação ISO M10-M25, com raio de ponta de 0,8 mm. De acordo com Fahad et al. (2013), essas ferramentas possuem condutividade térmica de 60 W/m·K e difusividade térmica de $16,22 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ em temperaturas próximas a 600 °C. Com relação à sua geometria, este modelo é o que apresenta a menor espessura (3,17 mm) a fim de reduzir a resistência da transferência de calor para a interface de prata e, conseqüentemente, para o nanorefrigerante.

Sabe-se que as ferramentas revestidas apresentam desempenho melhor que as ferramentas sem revestimentos na usinagem a seco, por causa de três mecanismos: (i) aumento da dureza da ferramenta, (ii) proteção do material da

ferramenta, (iii) redução do coeficiente de atrito (SHOKRAN et al., 2012), entretanto as ferramentas utilizadas não possuem camadas de diferentes materiais (revestimento) a fim de simplificar o estudo dos mecanismos de desgaste e transferência de calor, já que essas camadas atuariam também como isolantes para o fluxo de calor.

3.7. Métodos de análise dos resultados

Neste tópico estão descritos os métodos e materiais adotados para a análise das respostas obtidas.

3.7.1. Medição e modelos teóricos para cálculo da condutividade térmica efetiva de nanofluidos

Para a análise dos resultados, alguns modelos teóricos foram adotados para validação com os resultados experimentais, sendo eles: Maxwell (1891), Hamilton-Crosser (1962), Yu-Choi (2003) e Leong et al. (2006). Como os modelos de Maxwell (1891) e Hamilton-Crosser (1962) apresentam resultados equivalentes devido à consideração do fator de forma (ψ) igual a 1, então esses modelos são apresentados sempre de forma conjunta por meio da nomenclatura Maxwell/H-C. Algumas considerações foram realizadas para possibilitar os cálculos dos modelos e a Tabela 7 apresenta todos os parâmetros adotados e calculados.

Tabela 7 - Dados utilizados nos modelos teóricos para o cálculo da condutividade térmica.

Parâmetro	Fração Mássica		
	0,25 %	0,50 %	0,75 %
ϕ (% vol)	0,0768	0,1516	0,2273
k_{fb} (W/mk)	0,09380		
k_p (W/mk)	46,00		
k_{lr} ($k_{lr} = 2k_f$)	0,188		
h (nm)	1		
β	0,15385		
γ	0,004078261		
d_p (nm)	13		
k_{pe} (W/mK)	70,57		
ψ	1,0		
β ($\beta = 1 + \gamma$)	1,1538		
β_1 ($\beta_1 = 1 + \gamma/2$)	1,0769		
γ ($\gamma = h/r$)	0,1538		

Fonte: elaborada pelo autor.

Já a medição experimental da condutividade térmica dos nanofluidos foi realizada em parceria com o Prof. Dr. Marcos Augusto Lima Nobre, do departamento de Química da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” - Câmpus de Presidente Prudente e do Ms. Túlio Begena Araújo. Os ensaios foram feitos com o analisador de propriedades térmicas KD2Pro, com seu sensor KS-1. O funcionamento é baseado no método do fio quente. A precisão do equipamento é de $\pm 0,01 \text{ W/mK}$, na faixa de 0,02 a 0,2 W/mK. A temperatura da amostra foi estabilizada antes de cada ensaio, variando até 0,01 K em 30 segundos, com uso de um banho ultratermostático. O banho era desligado durante a obtenção dos dados, para evitar vibração no sistema.

3.7.2. *Medição e modelos teóricos para o cálculo da viscosidade dos nanofluidos*

Dentre os modelos utilizados para estimativa da viscosidade dos nanofluidos, serão utilizados os modelos de Einstein (1906), Brinkman-Roscoe (1952), Vand (1948), Batchelor (1997) e Bruijin (1942).

Para realizar as medições de viscosidade dos nanorefrigerantes e de seu fluido base, utilizou-se de um Reômetro Brookfield LVDV-IIIU, do tipo cone-placa, que pertence ao Laboratório de Refrigeração da Universidade de São Paulo (EESC) – Câmpus São Carlos, sob coordenação do professor Dr. Gherhardt Ribatski.

Para realizar as medições das amostras, o *spindle* utilizado foi o CPE-40 e o volume de cada amostra era de 0,5 ml. Antes de iniciar os ensaios, o equipamento foi calibrado com o fluido padrão fornecido pela Brookfield e que os dados são apresentados na Tabela 8. A viscosidade absoluta experimental da calibração obtida para a temperatura de 25 °C foi de 48,42 cP (mPa·s), apresentando um desvio de 0,45 %. As medições das viscosidades foram realizadas entre 15 °C e 20 °C.

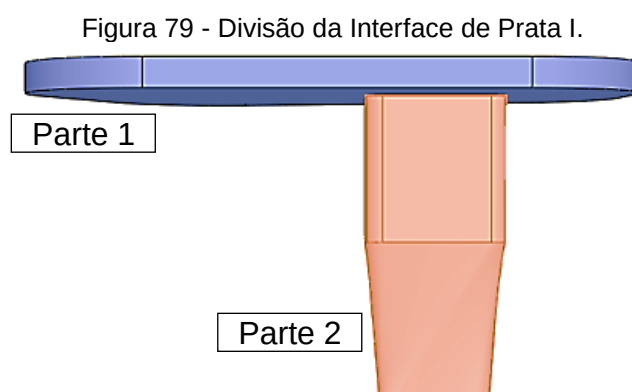
Tabela 8 - Dados do fluido padrão para calibração do viscosímetro.

Fluido	Viscosidade	Temperatura	Número do lote
50	48,2 cP (mPa·s)	25 °C	052307

Fonte: elaborada pelo autor.

3.7.3. Métodos para estimativa do coeficiente de transferência de calor por convecção para a Câmara de Aquecimento

Considerando os dados de temperatura registrados, foi necessário definir um método para o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção (h). Sendo assim, três diferentes métodos foram definidos e, cada um deles possui algumas considerações particulares. Além disso, a Interface de prata I foi dividida em duas partes que serão tratadas separadamente, de acordo com Figura 79. A Parte 1 foi considerada como um problema de convecção em placa plana. Já a Parte 2 foi tratada por meio de três diferentes propostas, justificando os três métodos considerados. Na Proposta I, a parte 2 atuou como uma aleta com ponta adiabática. A Proposta II também considerou a parte 2 como uma aleta, porém, com convecção em sua extremidade. Já na Proposta III, um método matemático foi definido onde o corpo da Parte 2 foi dividido em regiões distintas que serão apresentadas mais adiante.



Fonte: elaborada pelo autor.

Para todas as situações, as seguintes considerações foram assumidas:

- Condução unidimensional;
- Troca radiante com a vizinhança desprezível;
- Condições de regime estacionário;
- Propriedades dos fluidos e da interface constantes;
- Coeficiente de transferência de calor uniforme;

Considerando que uma determinada taxa de calor (q) de 70 W foi fornecida ao sistema, se tem que essa taxa é igual à razão apresentada por meio da Equação 3.1.

$$q = \frac{\Delta T}{R_{eq}} \quad (3.1)$$

onde q é a taxa de calor fornecida, ΔT é a diferença entre a temperatura da superfície e do fluido em questão e R_{eq} representa a resistência térmica equivalente da Parte 1 e Parte 2. As equações 3.2 e 3.3 representam a resistência térmica da Parte 1 e Parte 2, respectivamente.

$$R_{t,conv} = \frac{1}{h_{conv}A_{conv}} \quad (3.2)$$

$$R_{aleta} = \frac{1}{\eta h_{aleta}A_{aleta}} \quad (3.3)$$

onde h_{conv} e h_{aleta} são os coeficientes de transferência de calor da Parte 1 e Parte 2, respectivamente. A_{conv} e A_{aleta} são as áreas de contato do fluido com as superfícies da Parte 1 e Parte 2, respectivamente, e η é a eficiência da aleta.

Dessa forma, a R_{eq} foi calculada a partir de uma associação em paralelo de resistências, conforme apresentado.

$$\frac{1}{R_{eq}} = \frac{1}{R_{t,conv}} + \frac{1}{R_{aleta}} \rightarrow \quad (3.4)$$

$$\frac{1}{R_{eq}} = \frac{1}{\frac{1}{hA_{conv}}} + \frac{1}{\frac{1}{\eta hA_{aleta}}} \rightarrow \quad (3.5)$$

$$R_{eq} = \frac{1}{hA_{conv} + \eta hA_{aleta}} \rightarrow \quad (3.6)$$

Portanto, deixando a Equação 3.6 em função de h e aplicando-a na Equação 3.1, o valor do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) pôde ser calculado. Apesar dos coeficientes de transferência térmica serem nomeados

separadamente, um único h_{eq} será considerado. Como resultado, se tem a Equação 3.7.

$$q = (T_B - T_{\infty}) \cdot (h_{eq}A_{conv} + \eta h_{eq}A_{aleta}) \quad (3.7)$$

A seguir, são apresentados os 3 casos adotados como possíveis soluções para a Parte 2.

Proposta I – Aleta com ponta adiabática

Nessa primeira proposta, assumiu-se a seguinte consideração:

- A Parte II foi considerada uma superfície estendida (aleta), com área de seção transversal uniforme e ponta adiabática;

Sendo assim, de acordo com Incropera et al. (2008), a distribuição de temperaturas e perda de calor para aletas de seção transversal uniforme e com extremidade adiabática, são dadas pelas equações apresentadas a seguir.

Distribuição de temperaturas (θ/θ_b):

$$\frac{\theta_{(x)}}{\theta_b} = \frac{\cosh m(L - x)}{\cosh mL} \quad (3.8)$$

onde L é o comprimento total da aleta, m é um parâmetro relacionado com suas características físicas e o coeficiente convectivo, θ representa uma temperatura em excesso em um determinado ponto da aleta e, θ_b tem a mesma representação, porém na base da aleta.

Sendo assim, tem-se que:

$$\theta_{(x)} = T_{(x)} - T_{\infty} \quad (3.9)$$

$$\theta_b = T_b - T_{\infty} \quad (3.10)$$

no qual T_{∞} é a temperatura do meio que será igual à média da temperatura de entrada e saída do fluido.

Dessa forma, se tem a Equação 3.11 para cálculo da distribuição de temperaturas por toda a extensão da aleta:

$$T_{(x)} = T_{\infty} + (T_b - T_{\infty}) \cdot \frac{\cosh m(L - x)}{\cosh mL} \quad (3.11)$$

Considerando a equação anterior e os dados de temperatura registrados e que representam a distribuição da temperatura na aleta, tornou-se possível obter o valor do parâmetro m . Para isso, foi utilizado o software MATLAB 2013a e sua função “*curve fitting*”. Com essa função, foi possível utilizar os 3 pontos de temperatura registrados e realizar o ajuste de uma curva pelo Método dos Quadrados Mínimos. No APÊNDICE A, são apresentados os valores do parâmetro m , assim como a imagem da curva para todas as condições analisadas.

Com o valor do parâmetro m , foi possível realizar o cálculo do rendimento da aleta em questão, considerando-a uma aleta de perfil retangular com ponta adiabática e que, segundo Incropera et al. (2008), pode ser calculada através da Equação 3.12.

$$\eta = \frac{\tanh(m \cdot L)}{mL} \quad (3.12)$$

onde, L é o comprimento de aleta. Quando a aleta possui uma ponta ativa, ou seja, com troca de calor, o valor de L é substituído por L_c , que representa uma correção no seu comprimento e que pode ser calculado na forma $L_c = L + (A/P)$ para perfis retangulares ou $L_c = L + (D/4)$ para perfis circulares. No caso, A , P e D representam a área, perímetro e diâmetro da ponta da aleta, respectivamente.

Dessa forma, adotando as resistências da Parte 1 e da Parte 2 em função de um h_{eq} , e conhecendo a taxa de calor fornecida, foi possível calcular o coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para cada uma das condições experimentais dos ensaios na câmara de aquecimento utilizando a Equação 3.7.

Proposta II – Aleta com troca de calor na ponta e comprimento finito

Nessa proposta, todo o procedimento foi similar à Proposta I, com a diferença de que agora o equacionamento adotado para a equação de distribuição de

temperatura para aletas com troca de calor em sua ponta, segundo Incropera et al. (2008), será o apresentado pela Equação 3.13.

$$\frac{\theta_{(x)}}{\theta_b} = \frac{\cosh m(L-x) + \left(\frac{h}{mk}\right) \sinh m(L-x)}{\cosh mL + \left(\frac{h}{mk}\right) \sinh mL} \quad (3.13)$$

onde, k é a condutividade térmica do material que compõe a aleta. O parâmetro m pode ser calculado da seguinte forma:

$$m = \sqrt{\frac{hP}{kA_{tr}}} \quad (3.14)$$

nesse caso, A_{tr} é a área da sessão transversal da aleta e P o perímetro.

Sendo assim, para que a Equação 3.13 fique apenas em função de m e possa ser aplicada no MATLAB 2013^a, o coeficiente h foi substituído em função de m conforme a apresentado:

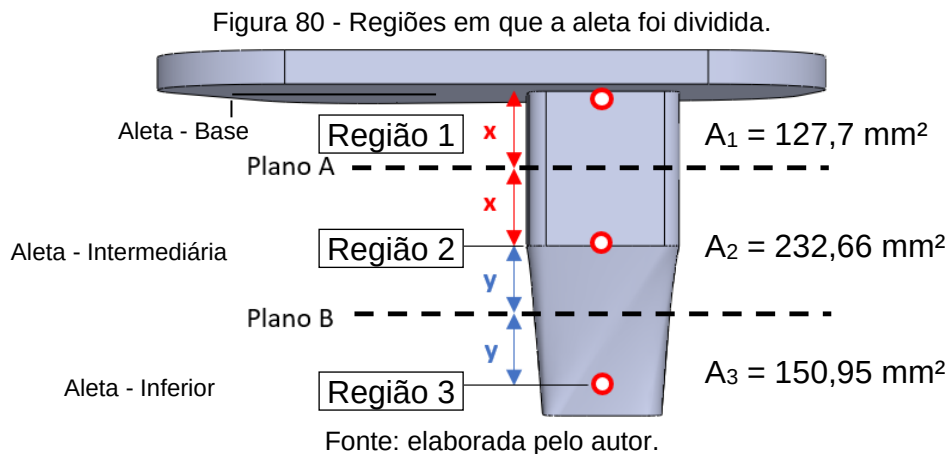
$$T_{(x)} = T_{\infty} + (T_b - T_{\infty}) \cdot \frac{\cosh m(L-x) + \left(\frac{mA_{tr}}{P}\right) \sinh m(L-x)}{\cosh mL + \left(\frac{mA_{tr}}{P}\right) \sinh mL} \quad (3.15)$$

Novamente, conhecendo-se o valor do parâmetro m , calculou-se o rendimento da aleta através da Equação 3.12. Nesse caso, o comprimento da aleta L foi corrigido para $L_c = L + (A/P)$, conforme já mencionado. Com isso, o cálculo do h_{eq} através da Equação 3.7 se tornou possível. Os resultados e curvas são apresentados no APÊNDICE A.

Proposta III – Método Numérico por Aproximação Discreta

O método numérico divide a aleta em 3 regiões definidas por planos que possuem a mesma distância com relação ao ponto de registro de temperatura consecutivos, conforme apresentado na Figura 80. Também são apresentadas as

áreas parciais de cada região, sendo que a área total da aleta é de 511,3 mm². Com relação ao perímetro da mesma, foi considerado um perímetro médio de 23 mm.



Com a aleta dividida em três regiões, deverão ser calculadas as eficiências de cada uma dessas regiões, por meio da Equação 3.16.

$$\eta = \frac{h \cdot A_s (T_R - T_{\infty})}{h \cdot A_s (T_{base} - T_{\infty})} \quad (3.16)$$

onde T_R e T_{base} são relativas às temperaturas registradas pelo termopar na região em análise e na região de sua base, respectivamente.

Na Tabela 9 são apresentadas algumas características da superfície estendida (aleta) necessárias para a realização dos cálculos.

Tabela 9 - Características da Parte 2 (superfície estendida) da Interface de Prata II.

Comprimento (L)	20 mm	Comprimento Corrigido (Lc)	22 mm
Área da seção transversal (A_{tr})	32 mm ²	Perímetro (P)	23 mm
Área superficial (A_{sup})	511,3 mm ²	Cond. Térmica (k)	429 W/mK

Fonte: elaborada pelo autor.

Para o trabalho em questão, a região 1 é considerada com eficiência de 100 %, já que toda essa região se encontra na mesma temperatura. As temperaturas adotadas para as regiões 1, 2 e 3 são apresentadas na Tabela 10.

Tabela 10 - Temperaturas para cálculo da eficiência na Proposta III

Região	T _R	T _{base}
Região 1	Termopar na Região 1	Termopar na Região 1
Região 2	Termopar na Região 2	Termopar na Região 1
Região 3	Termopar na Região 3	Termopar na Região 2

Fonte: elaborada pelo autor.

Conhecendo as eficiências η_1 , η_2 e η_3 , respectivamente as regiões 1, 2 e 3, a eficiência total dessa aleta foi calculada através da Equação 3.17:

$$\eta_{total} = \frac{\eta_1 \cdot A_1 + \eta_2 \cdot A_2 + \eta_3 \cdot A_3}{A_{total}} \quad (3.17)$$

Por fim, para calcular o coeficiente de transferência de calor por convecção equivalente (h_{eq}), a mesma lógica dos casos I e II foi seguida por meio da Equação 3.7.

3.7.4. Métodos para estimativa do coeficiente de transferência de calor por convecção para o Porta-ferramentas Refrigerado Internamente

Neste caso, o desenvolvimento do raciocínio matemático envolvendo a estimativa do valor do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) foi o mesmo do apresentado no subcapítulo “3.7.3 Métodos para estimativa do coeficiente de transferência de calor por convecção para a Câmara de Aquecimento”. Sendo assim, novamente o h_{eq} pôde ser calculado através da Equação 3.7.

$$q = (T_B - T_{\infty}) \cdot (h_{eq} A_{conv} + \eta h_{eq} A_{aleta}) \quad (3.7)$$

As considerações também foram as mesmas. Sendo elas:

- Condução unidimensional;
- Troca radiante com a vizinhança desprezível;
- Condições de regime estacionário;
- Propriedades dos fluidos e da interface constantes;
- Coeficiente de transferência de calor uniforme;

Além disso, a interface de prata I, aplicada no porta-ferramentas, possui, devido a sua menor dimensão, apenas 2 termopares (T4 e T5) fixados, conforme apresentado na Figura 81.

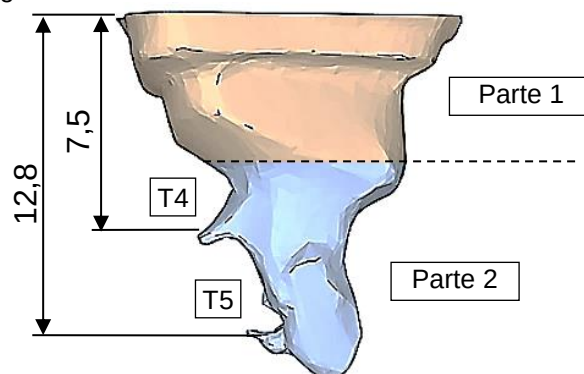
A taxa de calor considerada foi a quantidade de calor direcionada para a ferramenta de corte (Q_s), calculada através do equacionamento de Shaw (2005) e algumas considerações realizadas por outros autores, conforme apresentado no subcapítulo “2.1.1 Energia no processo de usinagem”.

Não é correto assumir que toda a energia direcionada para a ferramenta de corte seguirá em direção à Interface de Prata I, localizado na parte inferior da ferramenta. Sabe-se que a ferramenta de corte realiza transferência de calor por convecção com o ar e condução com o porta-ferramentas. Portanto, baseado em trabalho similar realizado por Quan e Mai (2015), foi considerado que 35 % da energia térmica é destinada para a Interface de Prata I, em concordância com os resultados apresentados pelos autores no que se refere à ferramenta de Metal Duro – classe ISO M, compatível com a utilizada nessa pesquisa (TPUN 160308, classificação ISO M10-M25).

Novamente, três propostas serão adotadas para o cálculo do coeficiente de transferência de calor da Parte 2 (superfície estendida).

- Proposta I: Parte 2 atuando como uma superfície estendida com ponta adiabática.
- Proposta II: Parte 2 atuando como superfície estendida, porém com convecção em sua extremidade.
- Proposta III: o mesmo Método Numérico por Aproximação Discreta foi considerado. Nesse caso, a temperatura na base da aleta não foi registrada e será estimada com o auxílio do software MATLAB 2013a e sua função “*curve fitting*”.

Figura 81 – Parte 1 e Parte 2 da Interface de Prata I.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Tabela 11 são apresentadas algumas características da superfície estendida (Parte 2) necessárias para a realização dos cálculos. Neste caso, considerou-se seção transversal circular para a mesma.

Tabela 11 - Características da Parte 2 (superfície estendida) da Interface de Prata I.

Comprimento (L)	8,55 mm	Comprimento Corrigido (Lc)	9,39 mm
Área da seção transversal (A_{tr})	7,81 mm ²	Perímetro (P)	10,66 mm
Área superficial (A_{sup})	99 mm ²	Cond. Térmica (k)	429 W/mK

Fonte: elaborada pelo autor.

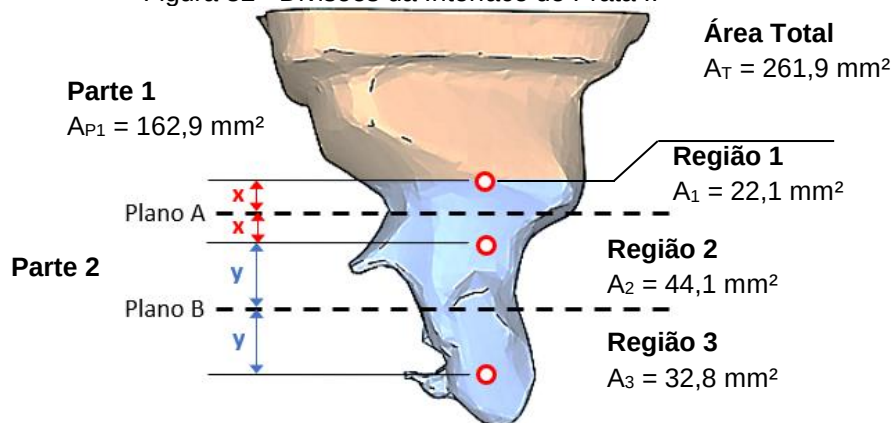
Novamente, utilizando-se o software MATLAB 2013a e sua função “*curve fitting*”, os valores de “m” e da temperatura da base “T_b” foram obtidos. Os resultados são apresentados no APÊNDICE B.

Quanto as três propostas adotadas, apenas a Proposta III será rediscutida, visto que suas características geométricas são diferentes.

Proposta III – Método Numérico por Aproximação Discreta

A superfície estendida foi dividida em 3 regiões definidas por planos que possuem a mesma distância com relação ao ponto de registro de temperatura consecutivos e também considerando a base da aleta, conforme apresentado na Figura 82. Também são apresentadas as áreas parciais de cada região, sendo que a área total (Parte 1 + Parte 2) da Interface de Prata I é de 261,9 mm² e a área da superfície estendida (Parte 2) é 99 mm². Com relação ao perímetro da mesma, foi realizado um corte no modelo digital da Interface de Prata I na posição do termopar T4 e que resultou em uma seção transversal de 7,61 mm² e perímetro de 10,5 mm. Esses valores serão utilizados nos cálculos da Proposta III.

Figura 82 - Divisões da Interface de Prata I.



Fonte: elaborada pelo autor.

Já o cálculo das eficiências de cada região, da eficiência total e, por fim, do coeficiente de transferência de calor (h) seguem o mesmo procedimento já apresentado no subcapítulo anterior. As temperaturas adotadas para as regiões 1, 2 e 3 são demonstradas na Tabela 12.

Tabela 12 - Temperaturas para cálculo da eficiência na Proposta III da Interface de Prata I.

Região	T_R	T_{base}
Região 1	T_b (obtido pelo MATLAB)	T_b (obtido pelo MATLAB)
Região 2	Termopar na Região 2	T_b (obtido pelo MATLAB)
Região 3	Termopar na Região 3	Termopar na Região 2

Fonte: elaborado pelo autor.

3.7.5. Método para análise das incertezas

A metodologia utilizada para análise de incertezas foi baseada no livro “*Experimental Methods for Engineers*” (HOLMAN, 1994), considerando que o Coeficiente de Transferência de Calor Equivalente (h_{eq}) foi calculado a partir da combinação de diversas medições realizadas previamente onde o interesse é estimar a incerteza do resultado final devido às incertezas das medições primárias.

Ainda de acordo com Holman (1994), um método para estimar incertezas experimentais foi apresentado por Kline e McClintock (1953), onde especificações das incertezas das medições primárias são realizadas.

No caso, ao considerar uma série de medições de variáveis independentes realizadas: $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ usadas para calcular o valor de um resultado desejado R , torna-se possível a estimativa da incerteza desse resultado através das incertezas de todas as variáveis consideradas.

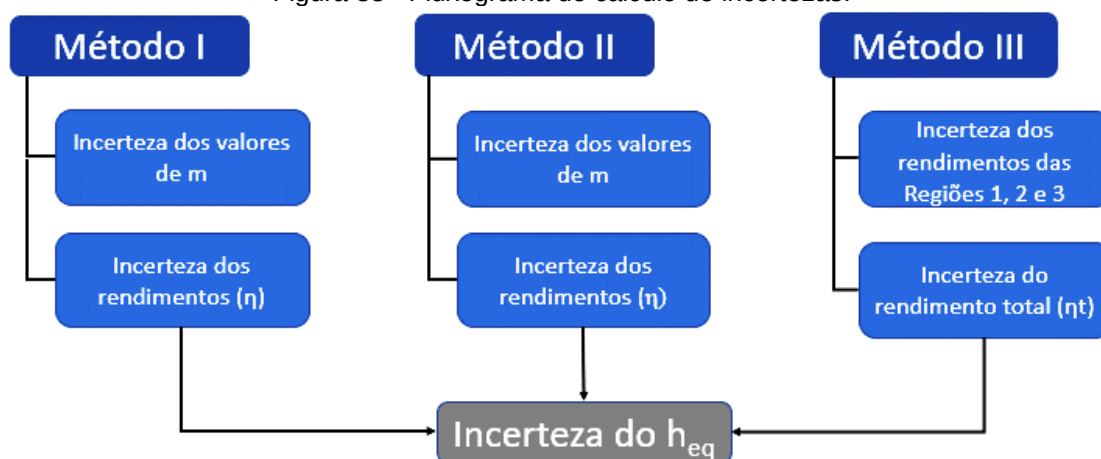
$$R = R(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$$

Considerando que ω_R seja a incerteza do resultado final e $\omega_1, \omega_2, \omega_3, \dots, \omega_n$ as incertezas das variáveis independentes e que estas são conhecidas, então a incerteza final ω_R é calculada por:

$$\omega_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1} \omega_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2} \omega_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} \omega_n \right)^2 \right] \quad (3.18)$$

Considerando os 3 métodos utilizados para o cálculo do h_{eq} , o procedimento utilizado para o cálculo das incertezas envolveu definir as incertezas dos equipamentos, incertezas combinadas e incertezas oriundas do cálculo dos rendimentos para os experimentos realizados na câmara de aquecimento e com o porta-ferramentas. Sendo assim, na Figura 83 é apresentado o fluxograma dos cálculos necessários. Como pode ser observado, as equações consideradas no método de Kline e McClintock (1953) foram as referentes aos rendimentos - Equação 3.12, Equação 3.16 e Equação 3.17 – além da Equação 3.7, utilizada para o cálculo do Coeficiente de Transferência de Calor Equivalente (h_{eq}).

Figura 83 - Fluxograma do cálculo de incertezas.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Tabela 13 são apresentadas as incertezas das variáveis independentes envolvidas. É importante mencionar que o parâmetro m foi determinado por um método computacional, sendo esse valor utilizado no cálculo do rendimento da aleta.

Para equipamentos ou dispositivos, os valores das incertezas foram obtidos por meio das informações fornecidas pelos fabricantes. No caso da área das superfícies estendidas (interfaces de prata I e II), calculou-se a soma dos quadrados da incerteza padrão das grandezas de entrada, conforme proposto por Albertazzi e Sousa (2008). Por fim, considerando que o parâmetro m é dependente de diversas variáveis, o mesmo possui valores e incertezas específicas para cada uma das condições avaliadas e para cada um dos métodos analisados (I, II e III). Consequentemente, o rendimento também possui valores distintos para cada condição e método.

Tabela 13 - Incertezas experimentais.

Parâmetro	Incerteza
Comprimento, L (m)	0,00005
m (m^{-1})	*varia para cada condição
Potência, q (W)	1 %
Temperatura, T (termopar tipo K)	+/- 2,2 °C ou 0,75 %
Área da Interface de Prata I, A (m^2)	0,000261
Área da Interface de Prata II, A (m^2)	0,000511

Fonte: elaborada pelo autor.

3.7.6. Análise do desgaste da ferramenta

Entre um passe e outro, para registrar a progressão do desgaste, a ferramenta de corte foi analisada por meio de um microscópio. Durante esse processo, foram analisados o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) e médio (VB_B) da ferramenta em concordância com a norma ISO 3685:2017 – “Ensaio de vida da ferramenta de ponta única para torneamento”. Alguns critérios de fim de vida da ferramenta foram assumidos para que cada ensaio fosse encerrado, sendo eles:

- Desgaste de flanco máximo - $VB_{Bmáx} = 0,6$ mm;
- Desgaste de flanco médio – $VB_B = 0,3$ mm;
- Desgaste de entalhe – VB_N e $VC_N = 1$ mm;
- Falha catastrófica.

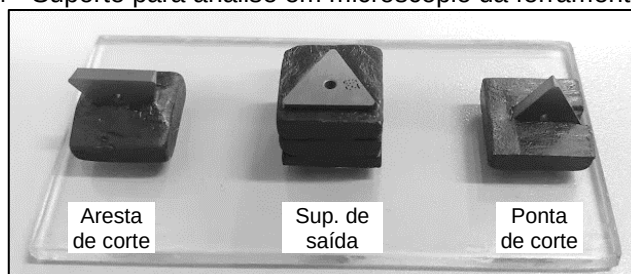
A microscopia foi conduzida em um microscópio óptico Bioptika, modelo L60T Estereomicroscópio Profissional Trinocular LED. Empregou-se, durante a microscopia, uma aproximação de 40X e 60X, produzida pela associação de uma lente fixa de 2X, com uma lente interna de 10X, e com uma lente ajustável de 0,8X a 5X, selecionada para aproximações de 2X e 3X. Adicionalmente, uma iluminação de LED

circular (modelo LED 54A) foi acoplada em suporte específico ao microscópio, de forma a fornecer maior iluminação à área de análise. Uma câmera fotográfica modelo CMOS digital colorida 12 MP PLUS foi acoplada a uma das oculares do microscópio.

A microscopia foi conduzida através do programa Bioptika Capture, versão 2.0.4.1, em configuração padrão com resolução de 96 dpi. Este procedimento resultou em arquivos no formato PNG com dimensões de 4 000 x 3 000 pixels. Uma referência de 1 mm foi alocada através do programa em cada uma das imagens, de forma a permitir uma conversão pixel para milímetros facilitada.

Para auxiliar nas análises, um suporte para ferramentas foi construído a fim de possibilitar a padronização das imagens feitas da aresta principal de corte e superfície principal de folga, superfície de saída e ponta de corte, conforme apresentado na Figura 84.

Figura 84 - Suporte para análise em microscópio da ferramenta de corte.



Fonte: elaborada pelo autor.

Para a medição do desgaste de cratera (K_t), o suporte para análise das ferramentas, apresentado na Figura 84, foi fixado em uma mesa de coordenadas. Com a ferramenta posicionada no local de análise da superfície de saída e com o auxílio de um relógio comparador, a profundidade máxima do desgaste de cratera foi verificada. Para as medições, foi adaptada uma ponta de metal duro com 0,5 mm de diâmetro, comumente utilizada em relógios apalpadores.

3.7.7. Análise da Rugosidade Superficial (R_a)

Para analisar a rugosidade superficial dos corpos de prova foi utilizado um rugosímetro portátil digital modelo ITRPSD200, produzido pelo grupo Time Inc., com ajuste de *cut-off* igual a 0,8mm, 5 trechos de medição e aplicação de filtro gaussiano. As medições foram realizadas de acordo com o seguinte método:

1. Após cada passe, a superfície da peça era limpa com um pincel para remoção de possíveis fragmentos de cavaco e que poderiam influenciar a medição;
2. Realização de 3 medições da rugosidade da peça sendo cada uma delas no início, meio e final do comprimento de corte onde cada passe era realizado.

3.8. Análise Estatística

A Análise de Variância (ANOVA) de fator único foi realizada por meio do estudo das rugosidades das peças, das temperaturas T1, T2 e T3 e dos esforços de corte de todos os ensaios no mesmo conjunto de parâmetros de corte (velocidade de corte, velocidade de avanço e profundidade de corte) a fim de determinar a existência ou não de diferença estatisticamente significativa entre os resultados obtidos para cada método de refrigeração. Em todos os casos, o nível de significância (α) adotado foi de 0,05.

Além disso, para os casos onde ocorreu a diferença estatisticamente significativa, também foram realizados ensaios de comparação de média como um complemento para o estudo da ANOVA. O teste utilizado foi o Teste de Tukey que tem como base a Diferença Mínima Significativa (DMS).

Os resultados detalhados das Análises de Variâncias (ANOVA) realizadas são apresentados no APÊNDICE C.

3.9. Ensaios preliminares e finais

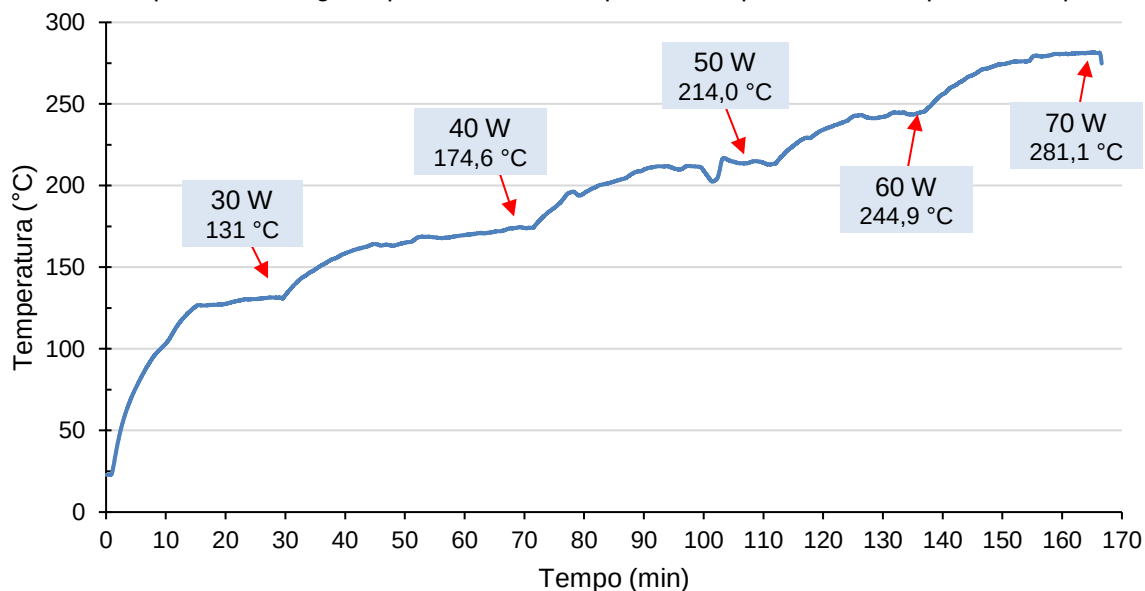
Os ensaios preliminares realizados foram feitos, primeiramente para testar o aparato experimental e verificar quais seriam os possíveis problemas físicos que seriam enfrentados durante os ensaios.

3.9.1. Ensaios preliminares e finais para a câmara de aquecimento

Para definir qual seria a potência aplicada ao sistema de aquecimento, circulou-se o fluido R141b pelo sistema por aproximadamente 3 horas, sendo que neste intervalo de tempo, a potência aplicada passou por aumentos progressivos da ordem de 10 W, partindo de 30 W e se encerrando em 70 W, quando a temperatura

atingiu um nível satisfatório e que não colocava em risco a integridade da própria resistência elétrica tipo cartucho. O comportamento da temperatura pode ser verificado na Figura 85.

Figura 85 - Temperaturas atingidas pelo sistema de aquecimento para diferentes potências aplicadas.



Fonte: elaborada pelo autor.

Além disso, na Tabela 14 são apresentadas as temperaturas médias registradas nas duas superfícies de folga da ferramenta de corte adaptada. Essas temperaturas serviram de referência para a definição da potência aplicada, visto que em trabalho realizado por Ingraci (2014), o registro das temperaturas em posições similares às adotadas nesta pesquisa eram em torno de 75 °C e 140 °C. Esta grande variação entre as temperaturas se deve ao fato de que os ensaios realizados pelo referido autor foram no processo de usinagem, onde a concentração de calor se dava próximo à ponta de corte da ferramenta. Já para esta pesquisa, a distribuição de calor se dará no centro da ferramenta e, sendo assim, temperaturas próximas a 100 °C já serão consideradas suficientes para simular uma condição de usinagem. Nesse caso, a potência de 70 W atingiu temperaturas próximas ao patamar desejado e que se assemelham à estimativa realizada por Rozzi et al. (2011).

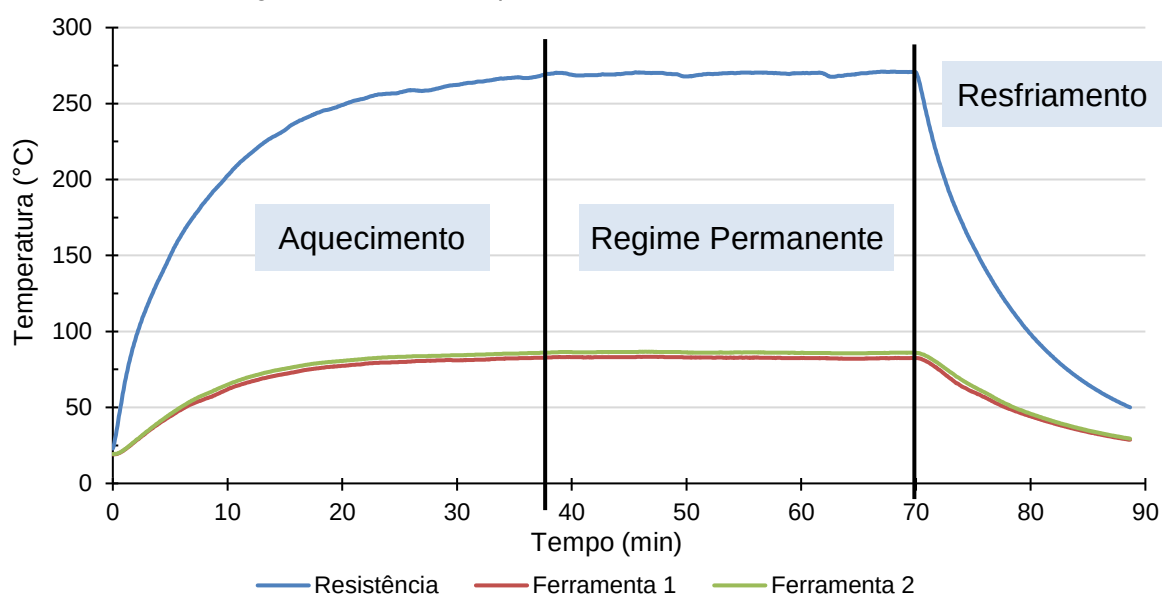
Tabela 14 - Temperaturas médias da resistência e das superfícies da ferramenta de corte para diferentes potências aplicadas.

	Potência (W)	30	40	50	60	70
	Intervalo (min)	24 a 28	68 a 72	108 a 111	134 a 137	163 a 166
Temperatura	Resistência (°C)	130,9	174,6	214,0	244,9	281,1
	Ferramenta 1 (°C)	50,8	58,6	70,3	82,6	94,6
	Ferramenta 2 (°C)	51,0	60,1	71,4	81,7	91,6

Fonte: elaborada pelo autor.

Com o valor da potência definido, um novo ensaio foi executado para definir qual seria o tempo de cada um dos ensaios. Este ensaio preliminar, basicamente, se resumiu ao sistema entrar em funcionamento com 70 W de potência e permanecer até que o regime permanente fosse alcançado. Conforme apresentado na Figura 86, foram necessários 37 minutos para que o regime permanente de aquecimento da resistência fosse atingido. Sendo assim, no momento da execução dos ensaios, o sistema permanecia em funcionamento por 40 minutos e, somente após esse período se iniciava o processo de registro das temperaturas. A duração de cada ensaio, após atingir o regime permanente, foi de 10 minutos, totalizando 50 minutos por cada ensaio executado.

Figura 86 - Perfil de aquecimento da resistência cartucho.



Com isso, na Tabela 15 são apresentados os dados compilados sobre as condições finais dos ensaios. Cada condição experimental foi repetida 3 vezes, sendo

que os ensaios tinham duração média de 1,5 horas, considerado abastecimento do reservatório, circulação do fluido até atingir o regime permanente, realização do ensaio, resfriamento e limpeza do sistema.

Tabela 15 - Condições finais para os ensaios na câmara de aquecimento.

Condição		Tensão aplicada (kV)	Fração Mássica (%)	Concentração Volumétrica (%)	Al ₂ O ₃ (g)	R141b (g)	Fluxo (L/min)	Repetições
1	R141b	-	-	-	-	600,0	0,4	3 repetições
2	R141b + EHD	4,0						
3	R141b	-	0,25	0,0768	1,50	600,0		
4	R141b + EHD	4,0						
5	R141b	-	0,50	0,1516	3,00	600,0		
6	R141b + EHD	4,0						
7	R141b	-	0,75	0,2273	4,50	600,0		
8	R141b + EHD	4,0						

Fonte: elaborada pelo autor.

3.9.2. Ensaios preliminares e finais de usinagem

Os ensaios preliminares foram realizados considerando a condição de corte a seco por se tratar da condição mais severa. Também se certificou o correto funcionamento dos sistemas de registro de dados, circulação do sistema com ausência de vazamentos e certificação da mudança de fase do refrigerante/nanorefrigerante.

Primeiramente, foram adotados os parâmetros de usinagem utilizados por Ingraci (2014). Dessa forma, além da comparação entre os métodos (refrigeração interna, corte a seco e fluido de corte abundante), ainda seria possível realizar a comparação entre o modelo atual do PF e o modelo desenvolvido por Ingraci (2014). Entretanto, com relação ao avanço, assim como Shu et al. (2013), optou-se pela utilização da Velocidade de Avanço, tornando-se essa uma diferença entre os dois trabalhos.

Existem duas opções relacionadas ao movimento de avanço, sendo o avanço (f) uma delas. Nesse caso, assume-se a relação entre deslocamento da aresta de corte e rotação da peça (mm/rev). A segunda opção é a Velocidade de Avanço (V_f),

em que o deslocamento da aresta de corte fica condicionado ao tempo e, por esse motivo, sua unidade é em mm/min.

Apesar deste trabalho tratar do processo de usinagem e da análise de parâmetros como os esforços de corte, desgaste da ferramenta e rugosidade da peça, também se considerou questões relativas à temperatura da ferramenta de corte e à transferência térmica envolvida no processo de refrigeração interna.

Dessa forma, com a adoção da Velocidade de Avanço (V_f), a potência envolvida no processo será constante para um mesmo volume de material removido em um mesmo período de tempo, sendo esta a condição mais favorável para a análise térmica comparativa entre diferentes condições de corte, seja utilizando a refrigeração interna, abundante ou o corte a seco.

Os ensaios preliminares foram realizados adotando-se as mesmas velocidades de cortes (V_c) e profundidade de corte (a_p) da pesquisa realizada por Ingraci (2014), sendo as velocidades de avanço definidas por meio dos experimentos. Na Tabela 16 são apresentadas algumas observações pertinentes aos ensaios preliminares.

Tabela 16 - Ensaios preliminares e comportamentos.

Cond.	Corpo de Prova	V_c (m/min)	V_f (mm/min)	a_p (mm)	Observações
1	Contínuo	80	120	0,5	Ensaios iniciais realizados para verificação da integridade do PF. No caso, o PF se comportou perfeitamente.
2		100	120		
3		100	120	1	Ferramenta se comportou adequadamente, porém com quebra precoce.
4		100	100		Ferramenta se comportou adequadamente, atingindo o fim de vida após 7 passes.
5		100	80		Ferramenta se comportou adequadamente, atingindo-se o fim de vida após 11 passes.
6		80	120		Ferramenta fraturou no terceiro passe. Peça apresentou vibração na primeira metade do passe.
7		80	100		Ferramenta atingiu o fim de vida após 7 passes.
8		80	80		Ferramenta atingiu o fim de vida no 10° passe.
9	Segmentado	100	100	1	Ferramenta fraturou no início do primeiro passe e corpo de prova apresentou vibração.
10		100	80		Ferramenta fraturou no segundo passe.
11		100	70		Ferramenta atingiu o fim de vida após 4 passes.
12		80	80		Ferramenta suportou 4 passes até atingir o fim de vida.

Fonte: elaborada pelo autor.

Nos ensaios executados nesta pesquisa utilizaram-se os métodos de corte a seco (CS), abundante (AB) por jato externo de fluido de corte (10 L/min) com o óleo solúvel “Rocol Semissintético Ultracut 370” diluído em água (1:10) e a refrigeração interna (RI). Nesse último caso, quatro diferentes fluidos circularam internamente com fluxo de 0,5 L/min:

- (i) refrigerante R141b puro;
- (ii) nanorefrigerante R141b (0,25 %);
- (iii) nanorefrigerante R141b (0,50 %);
- (iv) nanorefrigerante R141b (0,75 %).

É importante destacar que o tempo estimado para estabilização relativa da temperatura na ponta da ferramenta foi de aproximadamente 15 segundos. Sendo assim, a combinação do comprimento dos corpos de prova e da velocidade de avanço atendem a essa necessidade de tempo de corte e consentem com a conclusão de Sanchez et al. (2016), que afirmam que o método RI se torna vantajoso quando o tempo de usinagem é superior ao tempo de estabilização da temperatura.

A velocidade de corte (V_c) adotada para ambos os corpos de prova foram de 80 m/min e 100 m/min e a profundidade de corte (a_p) de 1 mm, pois o raio de ponta da ferramenta empregada é 0,8 mm e, de acordo com a ISO 3685, profundidades de corte muito inferiores ao raio de ponta restringem o desgaste à ponta, sem alcançar o flanco da ferramenta, além de reduzir a ocorrência do desgaste de cratera. Já a velocidade de avanço (V_f) foi de 100 mm/min e 70 mm/min para os corpos de prova contínuo e segmentado, respectivamente. As 24 diferentes condições de corte definidas são apresentadas na Tabela 17, sendo que elas se dividem em 4 grandes grupos (1, 2, 3 e 4) que representam as condições de usinagem.

Durante as discussões, cada uma das 24 condições avaliadas será citada por meio da junção entre o “código” + “(método)” a fim de proporcionar o entendimento imediato de qual condição se trata ao analisar figuras e tabelas. Por exemplo: condição “1a (CS)” ou “3d (RI 0,25 %)”. Além disso, cada método também possuirá uma cor padrão para que seus dados sejam apresentados nas barras e linhas das figuras.

Tabela 17 - Condições definitivas de corte.

Cond.	Código	Método	Corpo de Prova	Vc (m/min)	Vf (mm/min)	ap (mm)
1	1a	CS	Contínuo	100	100	1
	1b	AB				
	1c	RI				
	1d	RI 0,25 %				
	1e	RI 0,50 %				
	1f	RI 0,75 %				
2	2a	CS	Contínuo	80	100	1
	2b	AB				
	2c	RI				
	2d	RI 0,25 %				
	2e	RI 0,50 %				
	2f	RI 0,75 %				
3	3a	CS	Segmentado	100	70	1
	3b	AB				
	3c	RI				
	3d	RI 0,25 %				
	3e	RI 0,50 %				
	3f	RI 0,75 %				
4	4a	CS	Segmentado	80	70	1
	4b	AB				
	4c	RI				
	4d	RI 0,25 %				
	4e	RI 0,50 %				
	4f	RI 0,75 %				

CS – Corte a seco; AB – Refrigeração abundante; RI – Refrigeração Interna.

Fonte: elaborada pelo autor.

Dessa forma, nesse capítulo buscou-se apresentar todos os materiais e métodos envolvidos nos 3 diferentes segmentos dessa pesquisa: (i) produção e caracterização do nanofluido, (ii) ensaios realizados em bancada para avaliação do efeito eletrohidrodinâmico e (iii) ensaios realizados no torno CNC e consequentes análises.

CAPÍTULO IV

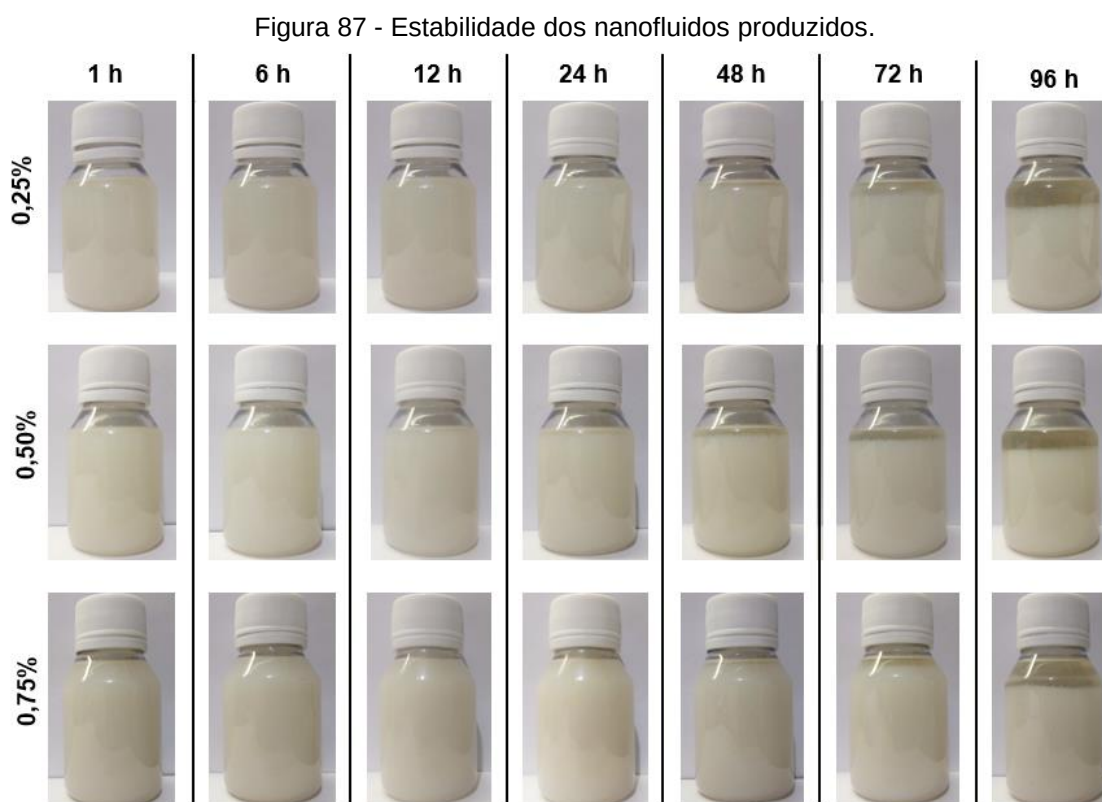
Resultados e Discussões

Neste capítulo, são apresentados os resultados dos ensaios definitivos realizados, assim como a discussão aprofundada dos mesmos.

4.1. Caracterização dos nanofluidos

4.1.1. Estabilidade dos nanofluidos

A estabilidade dos nanofluidos foi verificada através de uma análise qualitativa na qual amostras contendo 100 ml foram produzidas seguindo o procedimento apresentado no subcapítulo “3.5 Nanopartículas, fluidos e a produção dos nanofluidos” e, logo em seguida, imagens foram registradas com intervalos de tempo predefinidos, conforme apresentado na Figura 87.



Fonte: elaborada pelo autor.

Para todos os casos apresentados na Figura 87, nota-se que nas primeiras 24 horas nenhum sinal de sedimentação foi observado e, a partir de 48 horas, os três tipos de nanorefrigerantes apresentaram sinais de início de sedimentação. Esses traços ficam explícitos no aspecto bicolor da região superior do fluido para o respectivo tempo. A partir de então, para os períodos de 72 horas e 96 horas, a sedimentação se torna mais intensa.

Ainda na Figura 87 observa-se que a intensidade da sedimentação do nanofluido com fração mássica de 0,25 %, visualmente, aparenta ter sido mais intensa devido à maior região onde apenas fluido é observada. Entretanto, ressalta-se que esta é a menor concentração de nanopartículas e que essas, ao decantarem, ocupam um volume menor. Observa-se também que, apesar do processo de decantação ter sido registrado até 96 h, esse processo ainda não havia se encerrado.

Tratando da instabilidade do nanofluido, a mesma fica caracterizada pela sedimentação floculada, de acordo com a classificação feita por Ilyas et al. (2014). Esse comportamento pode ser atribuído à ação de forças secundárias entre as nanopartículas. Além disso, de acordo com o que é exposto por Peng et al. (2015), menores concentrações demandam um maior tempo para que o diâmetro hidrodinâmico dos aglomerados seja grande o suficiente para fazer com que os mesmos se depositem.

Considerando que os nanofluidos eram produzidos e, logo em seguida, já utilizados nos experimentos que não duravam mais do que 3 horas no caso dos ensaios com a câmara de aquecimento e 12 horas nos ensaios no Torno CNC, observou-se que o período de estabilidade dos mesmos era o suficiente para uma utilização eficiente. Caso não fosse, então a utilização de surfactantes ou a agitação ultrassônica no sistema de circulação ou no reservatório seriam possíveis opções para incrementar o período em que o nanofluido se mantivesse estável.

4.1.2. *Viscosidade dos nanofluidos*

Os resultados apresentados a seguir dizem respeito à comparação entre o valor da viscosidade dinâmica obtida por meio dos modelos teóricos e dos ensaios experimentais para as diferentes concentrações.

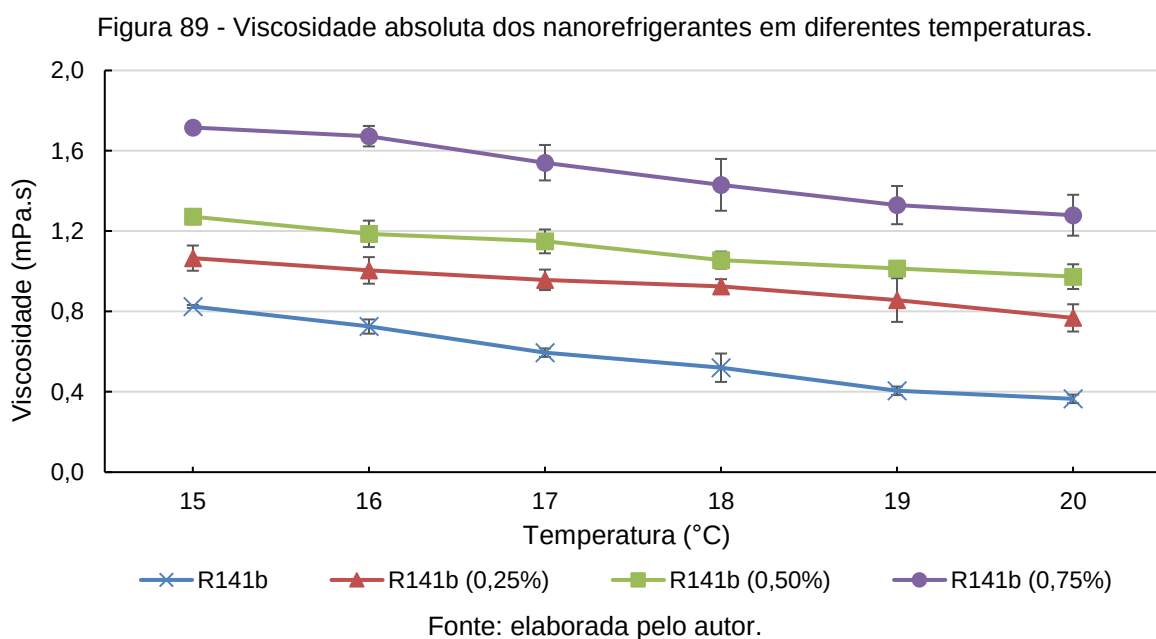
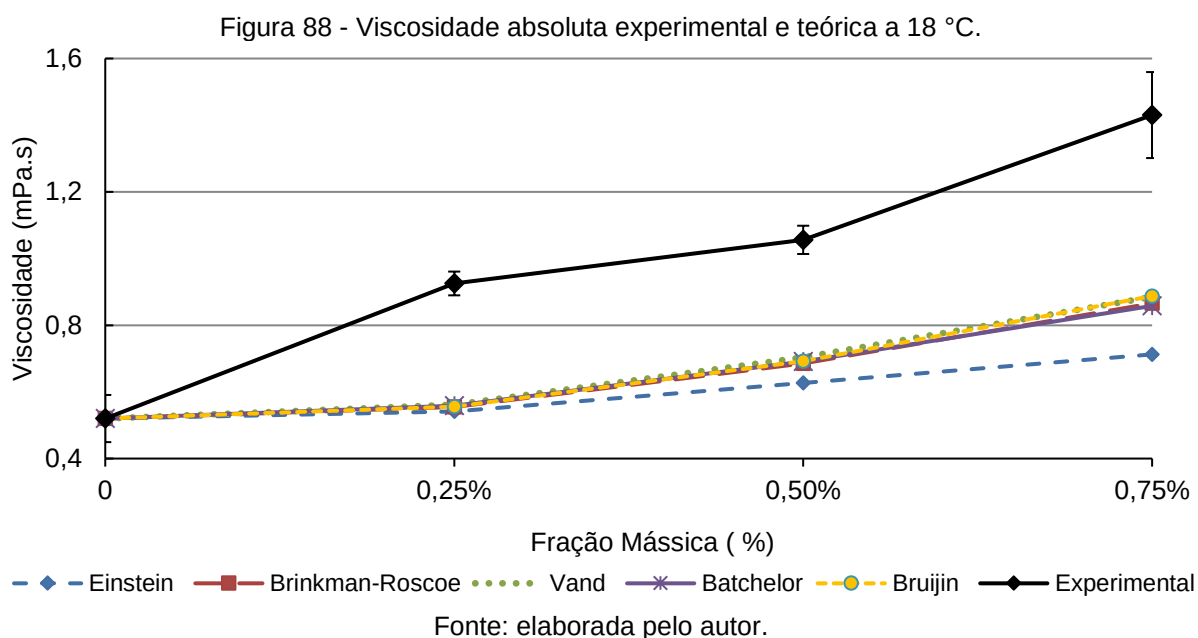
Para os modelos teóricos, foi necessário o conhecimento das concentrações volumétricas de nanopartículas, conforme apresentado na Tabela 6 e da viscosidade do fluido base. Para maior conformidade com as condições experimentais, o valor da viscosidade do fluido base considerada foi de 0,52 mPa·s para a temperatura de 18 °C (temperatura média de entrada do fluido nas condições experimentais), sendo este o valor experimental obtido para a temperatura e fluido em questão.

Na Figura 88 são apresentados os valores experimentais da viscosidade (18°C) assim como dos modelos matemáticos mais utilizados na literatura. Dentre os modelos, o modelo de Einstein (1906) é o que apresenta as maiores diferenças com relação aos demais, sendo que o aumento da fração mássica resulta em uma discrepância ainda maior. Ao analisar os valores da viscosidade para a maior fração mássica, variações da ordem de 50,2 % e 40,0 % foram obtidos ao comparar o valor experimental com os valores teóricos de Einstein (1906) e Batchelor (1997), respectivamente.

Ao considerar somente os dados experimentais, com o aumento da fração mássica, o aumento na viscosidade com relação ao fluido base foi de 44 %, 51 % e 64 % para as frações mássicas de 0,25 %, 0,5 % e 0,75 %, respectivamente. O aumento na viscosidade já era esperado e está de acordo com a literatura e, por se tratarem de frações mássicas reduzidas, esse aumento não foi tão expressivo como o obtido por Mahbubul et al. (2013a), em que o mesmo tipo de nanorefrigerante foi estudado com concentrações volumétricas da ordem de 2 %. Nesse caso, os autores obtiveram aumentos de até 179 vezes o valor de referência da viscosidade.

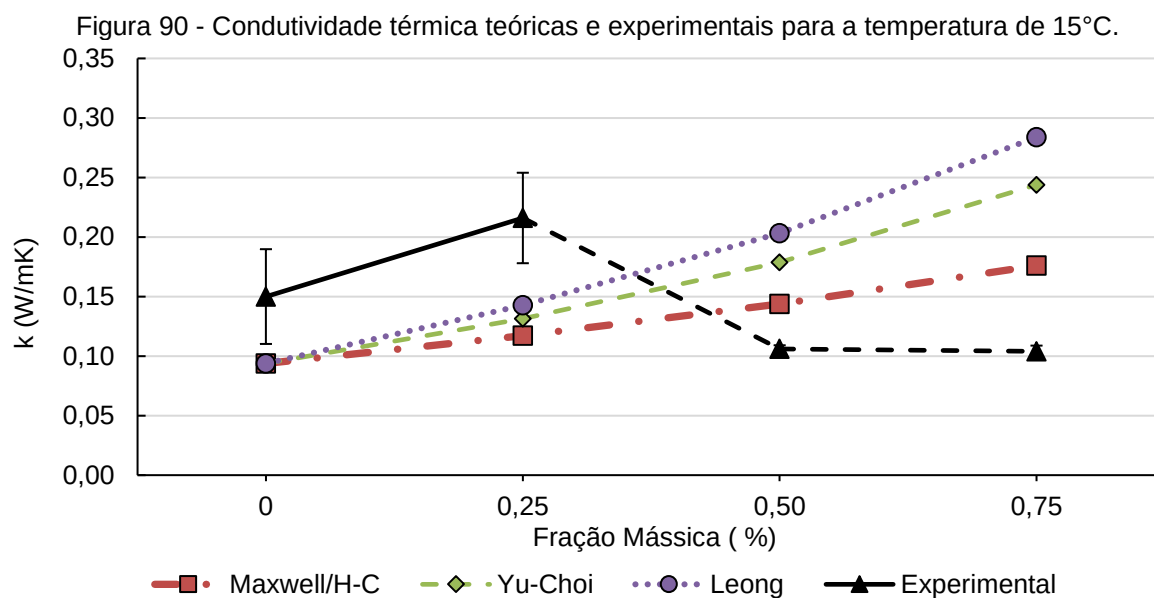
Já na Figura 89 é apresentada a variação da viscosidade dos nanorefrigerantes e fluido base para temperaturas variando entre 15 °C e 20 °C. O comportamento da viscosidade dos nanorefrigerantes está em conformidade com o esperado: diminuição de seu valor com o aumento da temperatura e aumento de seu valor com o aumento da concentração de nanopartículas. Os nanorefrigerantes com frações mássicas de 0,25 %, 0,50 % e 0,75 %, respectivamente, apresentaram reduções da viscosidade absoluta de 28 %, 23 % e 25 % ao variar a temperatura entre 15 °C e 20 °C. Em relação ao fluido base, os maiores incrementos no valor da viscosidade para cada nanorefrigerante foram de 212 %, 267 % e 350 %; para as frações mássicas de 0,25 %, 0,50 % e 0,75 %, respectivamente. Com o aumento da concentração, os incrementos na viscosidade dos nanorefrigerantes tendem a se tornar cada vez mais

expressivos e, de acordo com Sharma et al. (2016), esses incrementos podem alterar o comportamento dos fluidos de newtoniano para não-newtoniano. No caso dos experimentos realizados nessa pesquisa, os fluidos possuíam comportamento newtoniano.



4.1.3. Condutividade térmica dos nanofluidos

Os resultados teóricos e experimentais da condutividade térmica são apresentados na Figura 90 em função das diferentes concentrações de nanopartículas.



Fonte: elaborada pelo autor.

Por meio dos modelos teóricos observa-se que quanto maior a concentração de nanopartículas, maior será o incremento no valor da condutividade térmica, sendo que o modelo de Leong et al. (2006) apresentou os maiores aumentos com relação ao fluido base. Os incrementos foram da ordem de 203 %, 160 % e 88 % para os modelos Leong, Yu-Choi e Maxwell/H-C, respectivamente.

Ao analisar os resultados experimentais, observam-se dois comportamentos diferentes. Para a condição com R141b puro (0,00 %) e com 0,25 % de fração mássica, houve um aumento de 44 % com a adição de nanopartículas. Os resultados desses dois casos ficaram acima dos valores teóricos, porém acompanhando a tendência de crescimento dos modelos teóricos. Já para as duas maiores concentrações (0,50 % e 0,75 %), indicadas pela linha tracejada, as medições não foram possíveis devido à algum tipo de influência que as nanopartículas exerceram nas propriedades dos fluidos. Diversas tentativas foram realizadas, porém o refrigerante evaporava antes da conclusão do experimento. Como pode ser observado, nesses casos, praticamente, não houve variação da condutividade térmica

e os valores se mantiveram abaixo dos valores teóricos. Sendo, dessa forma, descartados. É importante destacar que a condição desses ensaios era específica, com o fluido estático, não refletindo o comportamento do fluido em escoamento durante os ensaios de bancada e no porta-ferramentas.

Considerando os resultados obtidos e que, de acordo com Zhang et al (2012), as diferenças termofísicas entre nanofluidos e nanorefrigerantes não possibilitam tratá-los igualmente e, por existirem poucos trabalhos sobre a condutividade térmica de nanorefrigerantes, pode-se apenas afirmar que o incremento obtido na condutividade térmica do nanorefrigerante (0,25 %) está de acordo com os resultados obtidos por Jiang et al. (2009a), Jiang et al. (2009b) e Mahbubul et al. (2015), com incrementos de 43-204 %, 20 % e 28,58 %, na condutividade térmica, respectivamente. Em outro trabalho, Mahbubul et al. (2013b) constataram um incremento de mais de 1 500 vezes com relação ao fluido base, sendo esta uma pesquisa que se diferencia dos dados aqui apresentados e que reafirma a necessidade de maiores investigações sobre o assunto.

4.2. Câmara de Aquecimento

4.2.1. *Intensidade do campo elétrico*

A verificação experimental da intensidade do campo elétrico foi realizada para comprovar a presença do mesmo na região de transferência térmica, levando-se em conta as inúmeras barreiras que poderiam anular a presença do mesmo nessa região (corpo metálico da câmara de aquecimento, material utilizado para isolar a placa carregada, camada epóxi). Sendo assim, são apresentados na Tabela 18 e na Tabela 19 os valores experimentais dos campos elétricos (V/m) para a água deionizada e o R141b, respectivamente, comprovando a presença do mesmo e a possibilidade de aplicação do efeito eletrohidrodinâmico (*EHD Effect*).

Tabela 18 - Intensidade do campo elétrico na câmara de aquecimento (H₂O e tensão de 1 kV).

Distância (m)	0,002	0,004	0,006	0,008	0,010	0,012
Posição	1	2	3	4	5	6
A	5 100,0	2 250,0	1 433,3	575,0	450,0	333,3
B	5 000,0	2 075,0	1 400,0	575,0	420,0	-
C	5 250,0	2 175,0	1 333,3	575,0	450,0	-
D	5 250,0	2 675,0	1 200,0	587,5	-	-
E	4 850,0	2 125,0	1 133,3	587,5	-	-
F	5 200,0	2 150,0	1 016,7	575,0	-	-
G	4 250,0	1 500,0	933,3	587,5	-	-
H	3 950,0	1 975,0	866,7	625,0	-	-

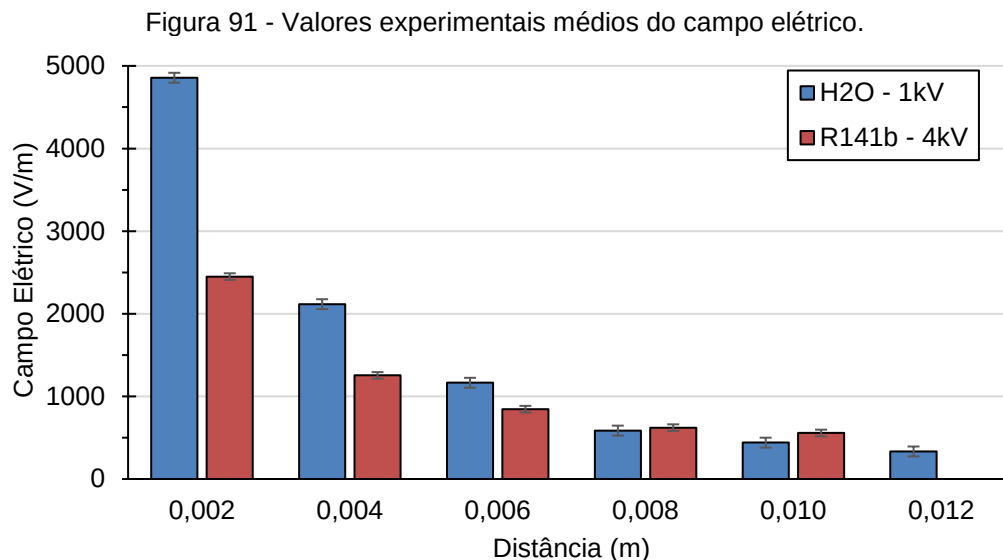
Fonte: elaborada pelo autor.

Tabela 19 - Intensidade do campo elétrico na câmara de aquecimento (R141b e tensão de 4 kV).

Distância (m)	0,002	0,004	0,006	0,008	0,01	0,012
Posição	1	2	3	4	5	6
A	3 250,0	1 700,0	1 166,7	900,0	660,0	-
B	2 650,0	1 325,0	950,0	712,5	530,0	-
C	2 400,0	1 250,0	900,0	637,5	480,0	-
D	2 400,0	1 225,0	850,0	662,5	-	-
E	2 350,0	1 150,0	733,3	487,5	-	-
F	2 200,0	1 200,0	716,7	500,0	-	-
G	1 900,0	925,0	600,0	450,0	-	-
H	3 250,0	1 700,0	1 166,7	900,0	-	-

Fonte: elaborada pelo autor.

Para facilitar a visualização, na Figura 91 são apresentados os valores médios de cada faixa de distância. Estes valores dependem não somente da distância com relação à placa carregada (eixo x), mas também da posição (eixo y), sendo assim, estes valores médios apenas facilitam a compreensão da diferença da intensidade do campo elétrico entre os dois fluidos, principalmente nas regiões mais próximas à placa carregada.



Fonte: elaborada pelo autor.

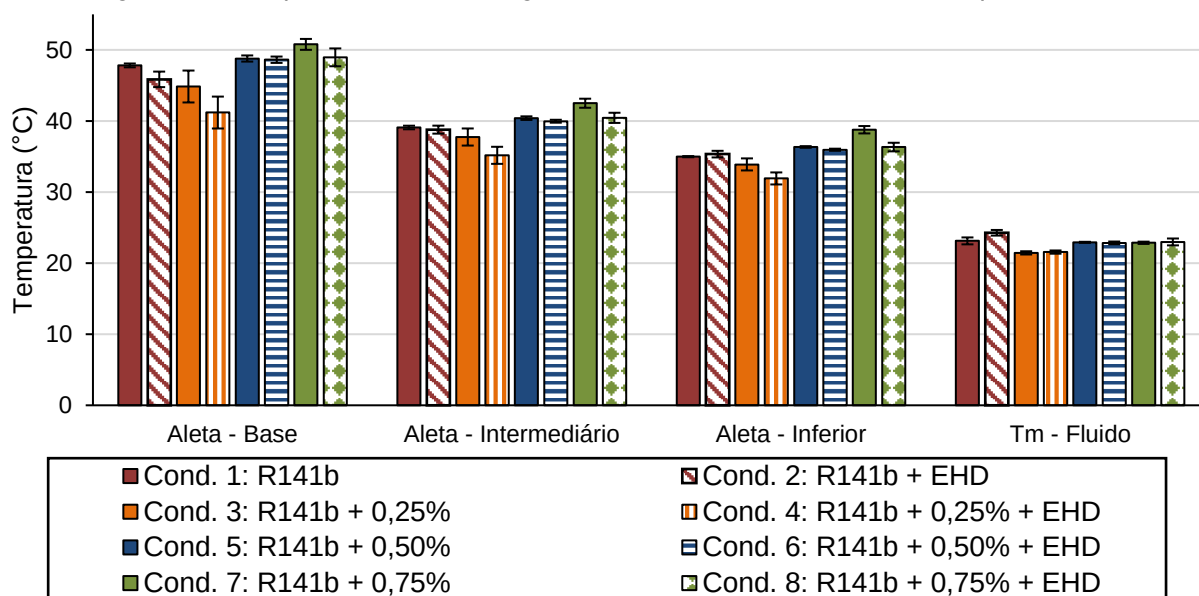
Observa-se que valores consideráveis de campo elétrico foram constatados nas duas situações analisadas, o que tornou a aplicação do efeito eletrohidrodinâmico comprovada. Além disso, os valores do campo elétrico para o refrigerante R141b são menores ou similares aos encontrados no experimento com a água destilada, mesmo com uma diferença de potencial aplicada 4 vezes maior. Quanto menor a distância entre a placa carregada e a ponta de prova, maior a diferença entre os valores. Isso se deve as características do fluido refrigerante no que diz respeito a sua permissividade (ϵ). Comparando o R141b com a H₂O, os valores da permissividade relativa são de 7,99 (TANAKA et al., 1992) e 78,4 (FERNANDEZ et al., 1995), respectivamente, em temperatura de 25 °C.

4.2.2. *Temperaturas e coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para a Câmara de Aquecimento*

Durante os ensaios, diversos pontos de temperatura foram registrados a fim de possibilitar o cálculo dos valores do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) em cada condição experimental. Na Figura 92 são apresentadas as temperaturas médias registradas durante os ensaios realizados e seus desvios padrão. A interface de prata é considerada uma aleta e, sendo assim, sua nomenclatura seguirá esse padrão. Como é possível observar, as temperaturas apresentaram uma tendência de

queda conforme a posição do termopar mais se aproximava da ponta da aleta (interface de prata II).

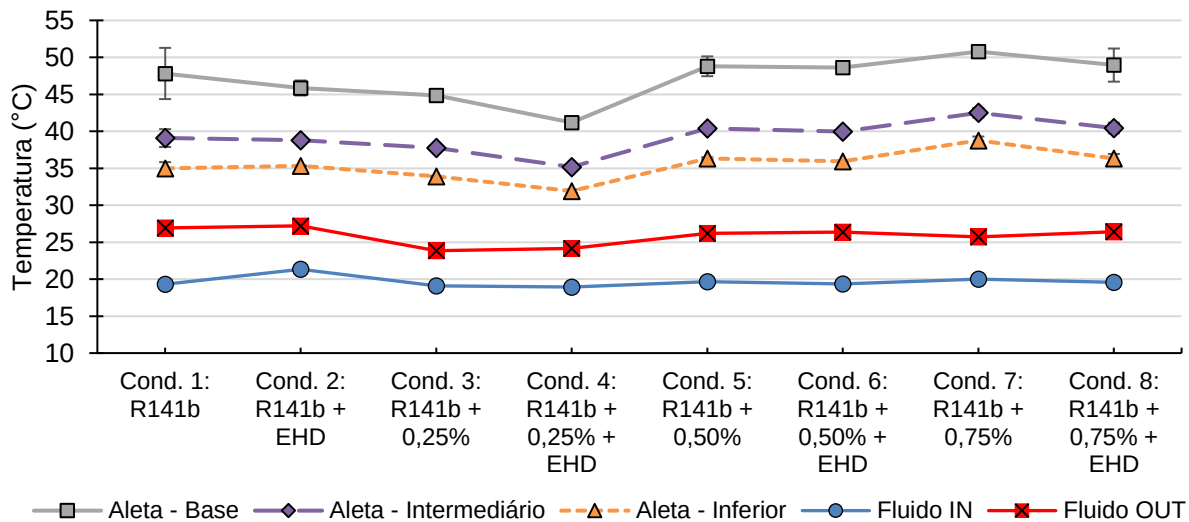
Figura 92 - Temperaturas médias registradas nos ensaios na câmara de aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 93 são apresentadas as variações de temperatura para cinco pontos de registro de temperatura em todas as condições experimentais. As condições em que o Fluido Base foi utilizado sem nanopartículas, com e sem aplicação do efeito EHD, foram as que mais se diferenciaram. Entretanto, apenas com a análise das temperaturas não é possível realizar algum tipo de afirmação com relação ao coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}), já que o mesmo depende da análise integrada de todos os pontos de temperatura.

Figura 93 - Temperaturas da interface de prata e do fluido circulante.



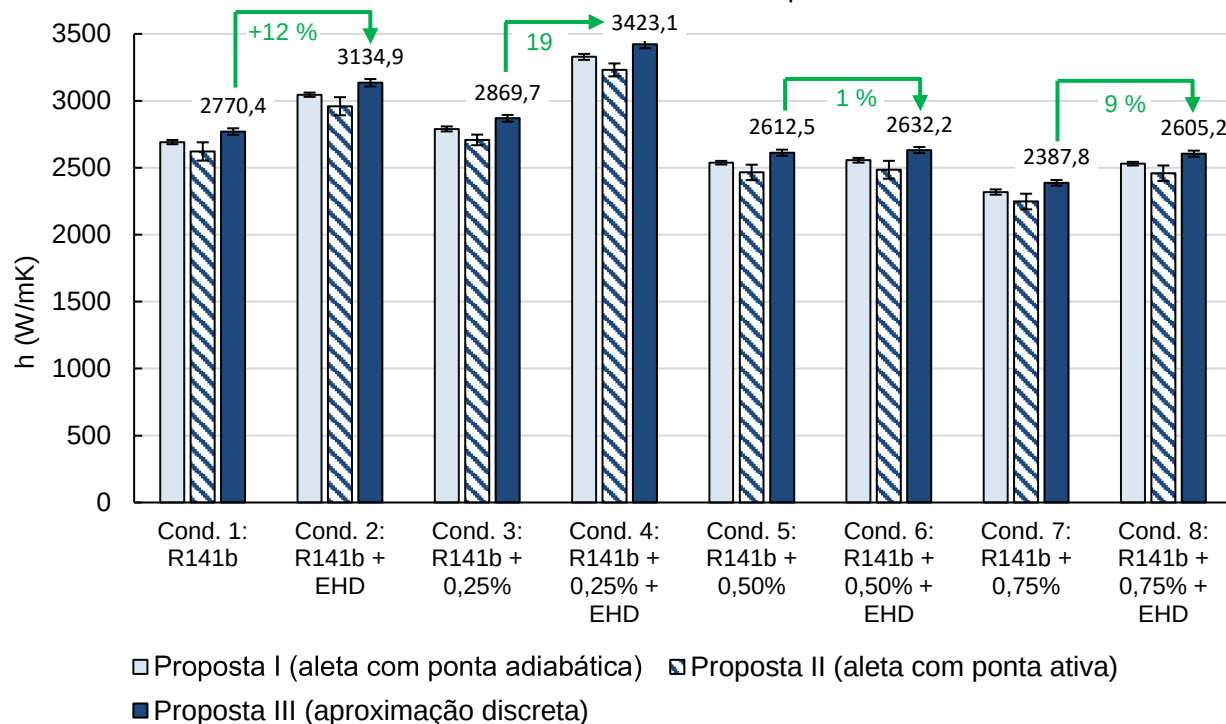
Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 94 são apresentados os valores do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) das três propostas de cálculos utilizadas. Como é possível observar, os resultados das três propostas para cada condição experimental são muito próximos. A maior variação, para uma mesma condição, foi de 5,87 % para a condição 7 - “R141b + 0,75 %”. A fim de se assumir um resultado para realizar a comparação, a Proposta III foi escolhida, por seus resultados serem os mais elevados. Porém, é importante salientar que, devido a pequena diferença entre as 3 propostas, qualquer uma delas poderia ter sido escolhida.

Ao observar os resultados na Figura 94, dois comportamentos são identificados:

- (i) três condições resultaram em h_{eq} maiores que o do fluido base (R141b), sendo que apenas o nanofluido com fração mássica de 0,25 % está incluso nesse grupo;
- (ii) (ii) o efeito EHD aumentou a capacidade de transferência térmica em todas as condições analisadas quando comparado com o mesmo fluido, mas sem aplicação do efeito EHD.

Figura 94 - Coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para as propostas I, II e III consideradas nos ensaios na Câmara de Aquecimento.



Fonte: elaborada pelo autor.

A utilização de nanopartículas e/ou a aplicação do efeito EHD serão considerados viáveis apenas se seus resultados forem superiores às do fluido base, representado pela condição 1. Dessa forma, as condições 2, 3 e 4 apresentaram incrementos da ordem de 12 %, 4 % e 24 % no valor do h_{eq} , respectivamente, quando comparados com o fluido base. Destaca-se que o aumento de 4 % obtido na condição 3 pode ser atribuído apenas à presença das nanopartículas e também do escoamento do fluido, já que o efeito EHD não foi aplicado. Para as outras duas condições, que apresentaram os maiores incrementos, o efeito EHD era aplicado e, por esse motivo, verifica-se sua ação na capacidade de transferência térmica. Esses resultados estão de acordo com os resultados obtidos por Tang et al. (2013) e, em pesquisa mais recente, por Zhang et al. (2020), na qual até mesmo a faixa de incrementos na concentração são similares. Também estão em concordância com trabalhos onde o efeito EHD foi aplicado, mesmo que em maiores intensidades, como apresentado por Diao et al. (2014) e Feng et al. (2018). Um dos possíveis problemas poderia ser com relação ao fluido R141b possuir um tempo de relaxação maior do que o tempo de desprendimento das bolhas e, nesse caso, o efeito EHD não seria percebido, assim como ocorreu com Karayiannis (1998) com o fluido R11. Entretanto,

como em todas as condições o efeito EHD se mostrou efetivo no aumento do h_{eq} , essa hipótese se tornou inadequada ao refrigerante R141b.

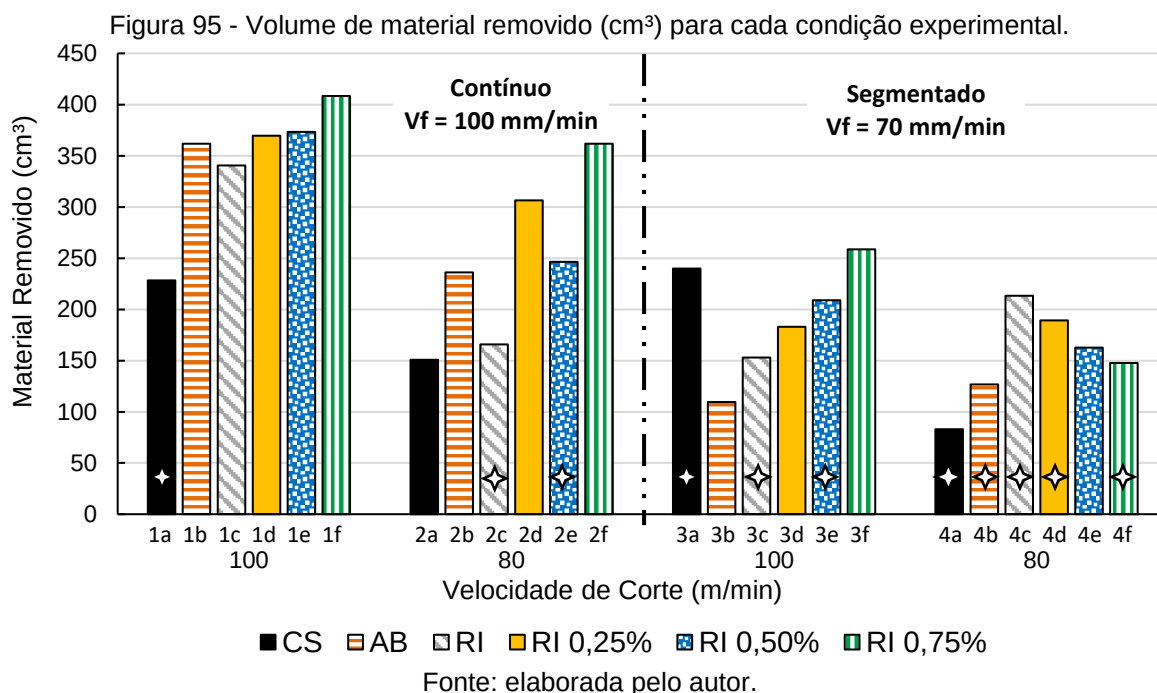
Decréscimos de 6 %, 5 %, 14 % e 6 % foram obtidos para as condições 5, 6, 7 e 8, respectivamente, e essa redução, que acompanha o aumento da fração mássica de nanopartículas, pode ser atribuído ao efeito da deposição de nanopartículas na interface de prata e que, por se tratarem de nanopartículas de alumina, formaram uma camada que atuou como uma resistência térmica, reduzindo assim a capacidade de transferência térmica. Naphon e Thongjing (2014) afirmam que aumentos na concentração de nanorefrigerantes de tipo similar resultam em reduções no coeficiente de transferência de calor e, além disso, outros autores também relatam o efeito da deposição de nanopartículas na superfície como principal causa da deterioração do h (BANG e CHANG, 2005; YANG e LIU, 2011). Em trabalho com diferente tipo de nanofluido, Fragelli et al. (2018) também identificaram que a deposição de nanopartículas de prata em uma haste de cobre aquecida influenciou negativamente na transferência de calor e que esse efeito se intensificou com o aumento da fração mássica. Um fator importante levantado por Qu e Wu (2011) e que demonstra o quanto nanofluidos ainda precisam ser compreendidos é com relação à natureza da nanopartícula, visto que para condições semelhantes, a ocorrência da deposição superficial pode ser favorável ou não ao incremento no coeficiente de transferência de calor.

4.3. Porta-ferramentas Refrigerado Internamente

Para início das discussões dos resultados relacionados à utilização do porta-ferramentas, apresenta-se por meio da Figura 95 o volume de material removido em cada uma das condições de usinagem. Quando o símbolo ✦ estiver presente nas barras das figuras, significa que o fim de vida da ferramenta naquela condição foi determinado pela avaria da mesma.

De forma geral, ao considerar os grupos compostos pelos corpos de prova contínuos e segmentados, nota-se que os maiores volumes de material removido até que se atingisse o fim de vida da ferramenta foram para as condições onde a refrigeração interna era aplicada, independentemente de ter ou não a adição de nanopartículas. Para fins de comparação, o método AB será considerado como

referência já que a eliminação da necessidade de utilização do fluido de corte é o cerne desta investigação.



Nas condições 1f (RI 0,75 %) e 2f (RI 0,75 %) as maiores quantidades de material foram removidas, destacando-se o fato de que os nanofluidos que circulavam internamente eram os de maior fração mássica (0,75 %). Comparando com o método AB, os aumentos foram de 12,8 % e 39,1 %, respectivamente. No caso dos corpos de prova segmentados, as condições com maior remoção foram a 3f (RI 0,75 %) e a 4c (RI), representando aumentos de 80,0 % e 68,3 %, comparadas ao método AB, respectivamente. Dentre as condições citadas, apenas na 4c (RI) a ferramenta de corte fraturou.

Assim como nos trabalhos de Ingraci (2014) e Rozzi (2011), novamente a RI se mostrou eficiente quando comparada ao método CS e AB. Além disso, os resultados também estão de acordo com a investigação de Isik et al. (2017), onde se comparou a refrigeração interna apenas o método CS, e o trabalho de Wu et al. (2020), que utilizou um *heatpipe* e obteve incrementos entre 20 % e 30 % na vida da ferramenta.

Tanto na Condição 1 quanto na Condição 2, o método CS removeu as menores quantidades de material e esse comportamento se justifica pela ausência da ação refrigerante e lubrificante dos fluidos de corte. Ao analisar o método AB, observa-se um aumento no volume de material removido, sendo que nesse caso as duas ações

citadas do fluido de corte estão presentes. O método CS removeu 37 % e 42 % menos material que o método AB para a Condição 1 e Condição 2, respectivamente.

Além disso, ressalta-se a capacidade das condições com RI de removerem mais material, destacando-se a hipótese de que nas condições avaliadas a refrigeração da ferramenta de corte tenha um papel relevante comparada à redução do atrito em decorrência da ação lubrificante dos fluidos de corte e que a interação entre o fluido de corte e o cavaco em formação também possa acelerar o desgaste da ferramenta de corte.

Considerando que o fim de vida das ferramentas foi definido tanto por um desgaste máximo quanto pela fratura, a Tabela 20 apresenta cada uma das ferramentas e a causa de seu fim de vida.

Tabela 20 - Causas do fim de vida das ferramentas de corte.

Cond.		Causa		Cond.		Causa	
1	a	CS	Fratura	3	a	CS	Lascamento
	b	AB	VB _B		b	AB	VB _B máximo
	c	RI	VB _B		c	RI	Fratura
	d	RI 0,25 %	VB _B		d	RI 0,25 %	VB _B máximo
	e	RI 0,50 %	VB _B		e	RI 0,50 %	Lascamento
	f	RI 0,75 %	VB _B		f	RI 0,75 %	VB _B
2	a	CS	VB _B	4	a	CS	Ponta danificada
	b	AB	VB _B		b	AB	Fratura
	c	RI	Lascamento		c	RI	Lascamento
	d	RI 0,25 %	VB _B		d	RI 0,25 %	Fratura
	e	RI 0,50 %	Ponta danificada		e	RI 0,50 %	VB _B
	f	RI 0,75 %	VB _B		f	RI 0,75 %	Lascamento

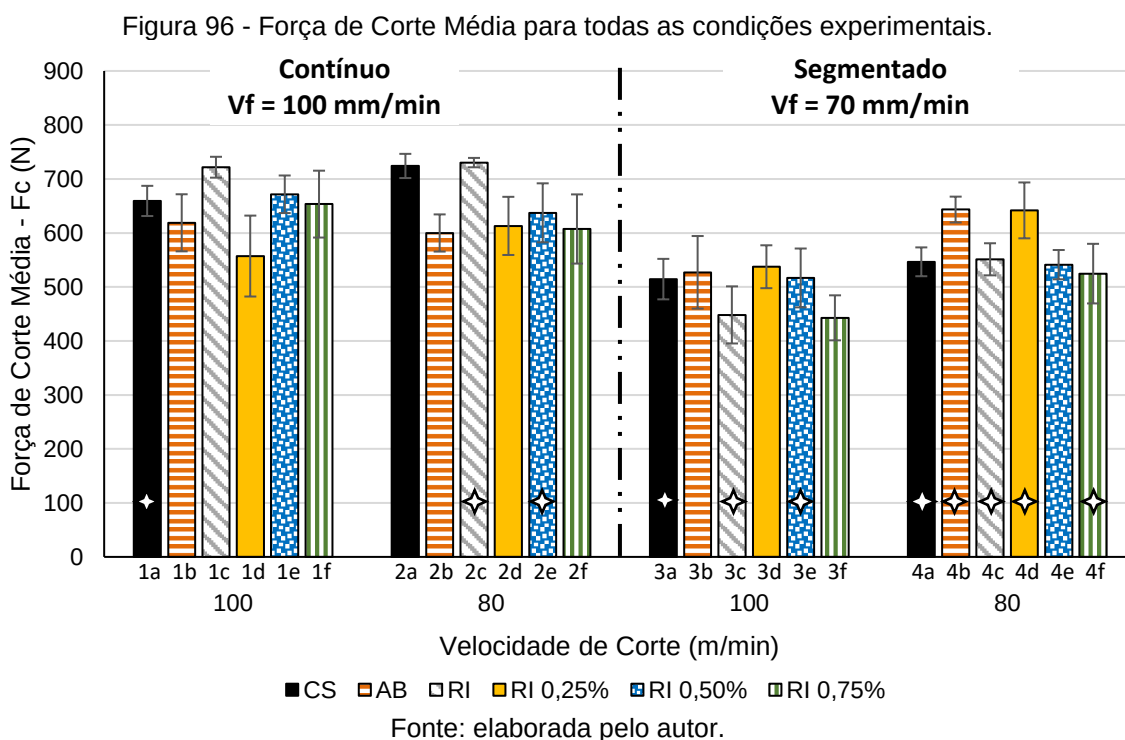
Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 96 são apresentadas as Forças de Corte (F_c) médias e os desvios padrão para todas as condições experimentais. Observa-se que os maiores valores dos esforços foram nos ensaios com corpos de prova contínuos, nas condições 1c (RI) e 2c (RI). Com exceção da condição 2a (CS), que também apresentou valor elevado comparado aos demais, todas os outros métodos não possuem variações acima de 21 % entre si para cada grupo de condições analisados (1, 2, 3 e 4). Em média, as variações foram da ordem 8,9 %.

Sendo assim, pode-se apontar que em cada condição (1, 2, 3 e 4), a Força de Corte foi semelhante, com algumas exceções já citadas, aos diferentes métodos de refrigeração. Isso se deve ao fato de que a maior parcela destes esforços diz respeito à energia necessária para a deformação plástica e o cisalhamento no processo de

formação do cavaco, o material usinado e os parâmetros adotados, e não com o método de refrigeração. Através da Análise de Variância (ANOVA), constatou-se diferença significativa entre as condições avaliadas, porém o método de Tukey não indicou diferença entre as condições 1 e 2. Essa igualdade entre as condições 1 e 2, provavelmente, se deve aos maiores valores dos esforços de 2a (CS) e 2c (RI), que elevaram a média geral da condição em questão.

Também é possível verificar na Figura 96, considerando as condições 3 e 4 (usinagem intermitente), que os esforços foram menores quando comparados com as condições 1 e 2, de corte contínuo, devido à menor velocidade de avanço (V_f) adotada e que os esforços para $V_c = 100$ m/min foram menores que os da condição com $V_c = 80$ m/min. Nesse caso, é importante frisar que a velocidade de avanço da ferramenta se dá em mm/min e, sendo assim, velocidades de corte menores resultam em uma maior quantidade de material removida por volta da peça e, consequentemente, maiores esforços.



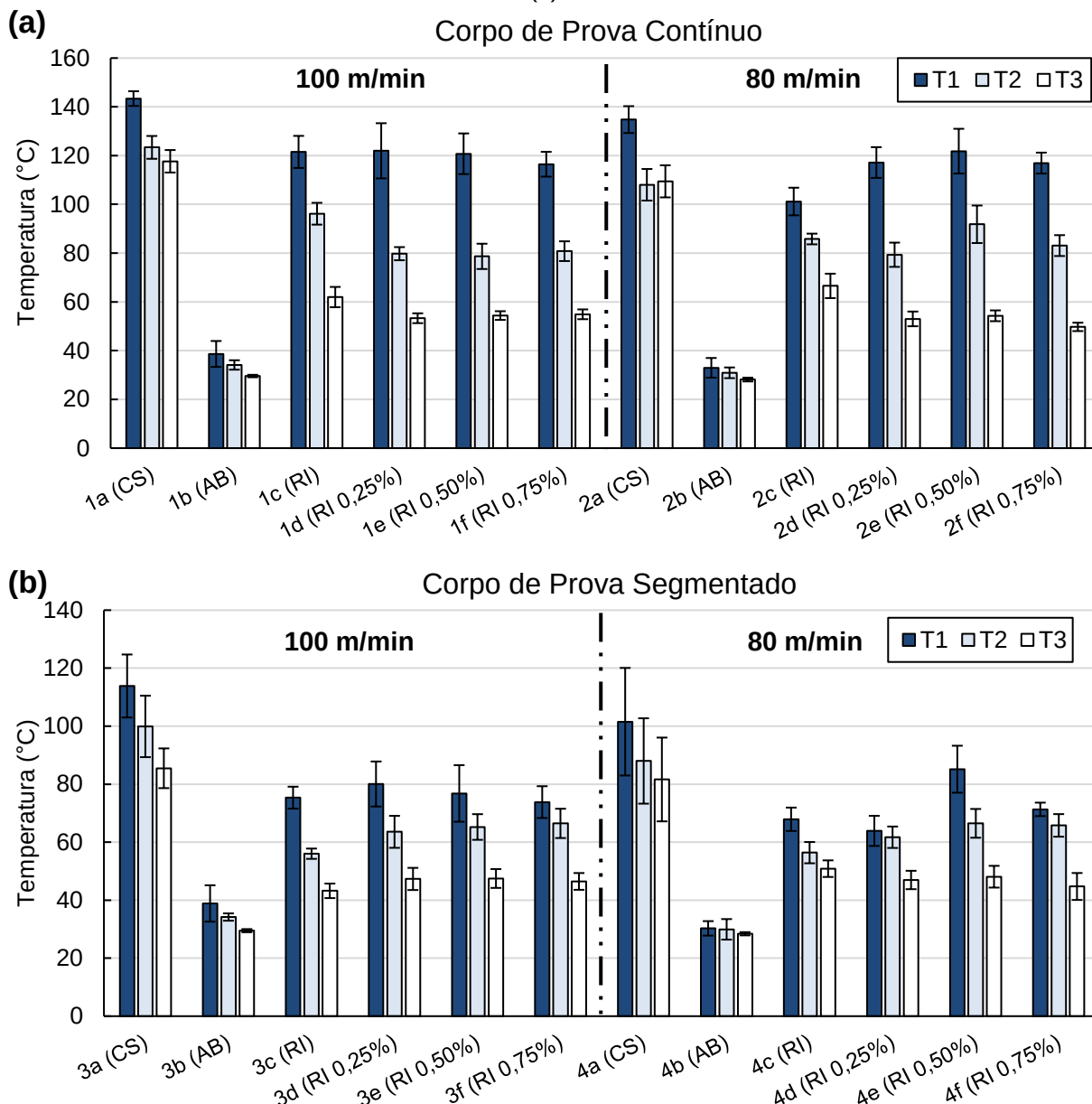
Já na Figura 97 são apresentadas as temperaturas médias registradas e os desvios padrão dos pontos T1, T2 e T3 da ferramenta de corte para cada uma das condições experimentais ao longo de todo o ensaio. As condições que mais removeram material, entre os métodos com RI, são as que apresentaram as menores

temperaturas. Assim como era esperado, as menores temperaturas estão relacionadas ao método AB e as maiores ao método CS.

Dessa forma, ao considerar o ponto de registro de temperatura T1, mais próximo à ponta de corte e indicado anteriormente na Figura 70, e também que uma das principais influências na vida da ferramenta é a sua temperatura, os resultados corroboram com as quantidades de material removidos, principalmente nas condições 1 e 2. A condição 1f (RI 0,75 %) apresentou temperatura 18,8 % menor que 1a (CS), sendo esta a condição de maior remoção de material. Já as condições 2f (RI 0,75 %) e 2d (RI 0,25 %), responsáveis pelas maiores remoções de material na Condição 2, apresentaram reduções de 13,2 % e 13,1 %, respectivamente.

No caso das condições 3 e 4, a RI também se mostrou mais vantajosa que o método CS, sendo que as maiores variações da temperatura T1 foram para as condições 3f (RI 0,75 %) e 4d (RI 0,25 %), com reduções da ordem de 35,2 % e 37,1 %, respectivamente. Novamente, os resultados corroboram com aqueles obtidos por Ingraci (2014), onde corpos de prova similares foram usinados e as temperaturas no método RI também foram reduzidas.

Figura 97 - Temperaturas médias T1, T2 e T3 da ferramenta de corte nas condições de usinagem (a) contínua e (b) intermitente.

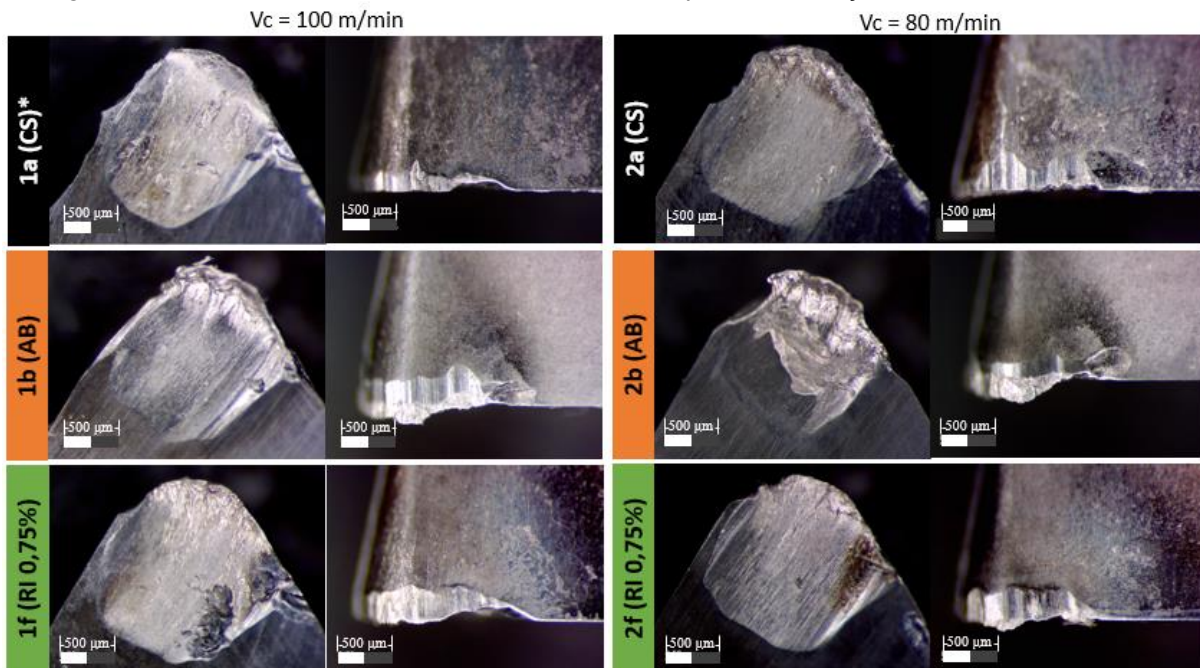


T1: Próximo a ponta da ferramenta; T2: Sup. de folga principal; T3: Sup. de folga secundária.
Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 98 são apresentadas as superfícies de saída e principal de folga das ferramentas para as condições 1 e 2 nos métodos CS, AB e RI 0,75 %. Ao analisá-las, observa-se que com o método AB houve um processo abrasivo mais severo na superfície de saída e de folga da ferramenta e, considerando as imagens em questão, nota-se a presença de aresta postiça de corte (APC). Essa condição se dá pela combinação entre material usinado, ferramenta de corte, temperatura na região de corte e velocidade de corte, principalmente. O desprendimento da APC resulta na

remoção de material da ferramenta, contribuindo para um desgaste acelerado e mais severo, conforme apresentados nas condições 1b (AB) e 2b (AB).

Figura 98 - Ferramentas de corte ao final dos ensaios para as condições 1a, 1b, 2a, 2b, 1f e 2f.



*Imagens produzidas no passe anterior ao passe em que ocorreu a quebra da ferramenta.

Fonte: elaborada pelo autor.

Ainda sobre a Figura 98, observando a imagem da superfície de saída da condição 1f (RI 0,75 %), sugere-se a ocorrência do fenômeno *attrition*, tendo como resultado a remoção de material em regiões específicas e a consequente fragilização da região próxima à ponta de corte. Esse fenômeno, segundo Trent e Wright (2000), acontece em condições com velocidades de corte e temperaturas relativamente baixas, podendo ocorrer a formação da APC e um contato descontínuo entre o material da peça e a ferramenta. De acordo com os autores, sob essas condições, uma grande quantidade de fragmentos micrométricos pode ser removida da superfície da ferramenta de corte de forma intermitente.

No caso da usinagem do corpo de prova segmentado, pode-se identificar uma tendência geral de menor vida da ferramenta em decorrência de fratura da mesma. Das 12 condições experimentais, 9 atingiram o fim de vida por avaria. De acordo com Pekelharing (1980), o corte intermitente possui três momentos distintos: entrada da ferramenta na peça, saída da ferramenta na peça e carregamento e descarregamento

cíclico acompanhados por aquecimento e resfriamento cíclico. A importância relativa de cada momento depende das condições de usinagem e características da peça.

Segundo Ventura et al. (2015), é de conhecimento que as tensões térmicas devido aos gradientes de temperatura, conhecidos como choques térmicos, são as maiores responsáveis pela quebra da ferramenta. Bhatia et al. (1978) propuseram uma forma de realizar a estimativa das tensões térmicas, apresentada na Equação 4.1.

$$\sigma = \frac{1}{1 - \nu} E \cdot \beta \cdot \Delta T \quad (4.1)$$

onde σ é a tensão em MPa; E é o módulo de elasticidade (640 GPa); β é o coeficiente térmico de expansão linear ($5,5 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$); ΔT representa a amplitude térmica que a ferramenta é submetida e ν é o coeficiente de Poisson, adotado 0,22 para o metal duro.

A variação de temperatura no torneamento a seco de aço SAE 1045 pode ser maior que 700°C , conforme demonstraram Umbrello et al. (2007) e Liang et al. (2012). Dessa forma, seguindo a proposta de Bhatia et al. (1978), a tensão presente possui um valor de 3,16 GPa, contra uma tensão de escoamento do metal duro que é de aproximadamente 3 GPa, segundo Bouzakis et al. (2012). Isso torna a condição de usinagem crítica, já que a ferramenta de corte estará sujeita a tensões acima de seu limite.

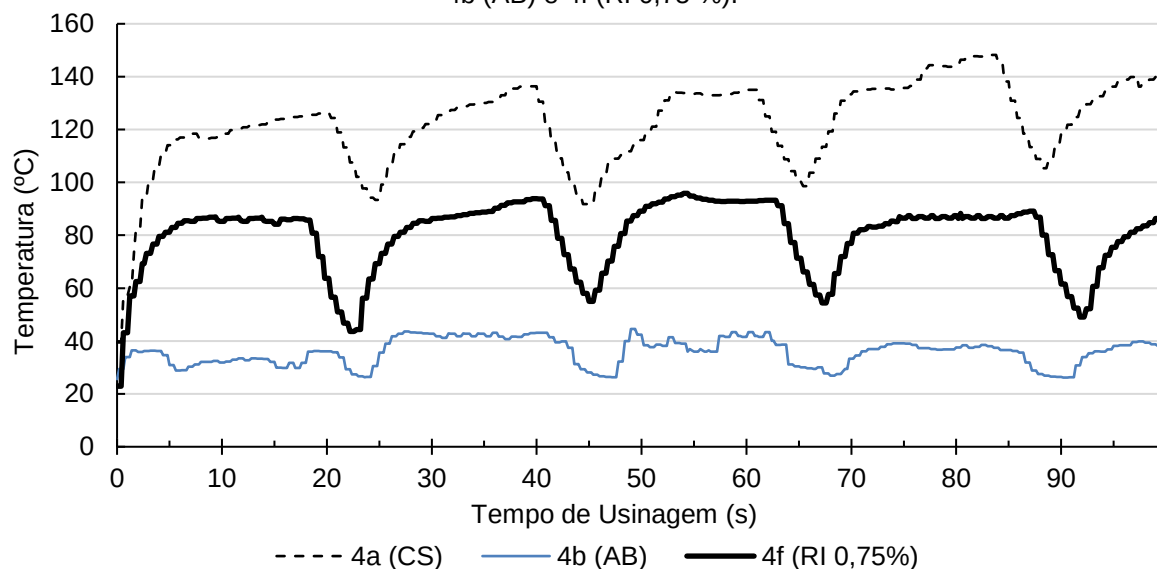
O comportamento geral identificado corrobora, em partes, com os resultados obtidos por Ingraci (2014), visto que dentre as condições avaliadas pelo autor com o corpo de prova segmentado, a ferramenta de corte sofreu avaria em 11 de um total de 12 condições analisadas, incluindo com o método AB.

Na Figura 99 é apresentado o comportamento da temperatura nas condições 4a (CS), 4b (AB) e 4f (RI 0,75 %). Ao considerar as variações de temperatura registradas pelo termopar próximo à ponta da ferramenta (T1), tem-se que a variação térmica entre o momento de usinagem e o de deslocamento sem remoção de material foi, em média, de 13°C para o método AB, 38°C para CS e 40°C para RI 0,75 %. Além disso, as temperaturas máximas foram de $42,3^\circ\text{C}$, $148,3^\circ\text{C}$ e $95,1^\circ\text{C}$ para os métodos AB, CS e RI 0,75 %, respectivamente.

Deve-se considerar que a temperatura na região de corte pode atingir temperaturas similares à fusão do aço e que as medições realizadas registraram temperaturas de pontos próximos à região de corte e não as temperaturas da mesma. Nota-se com o método RI que a ferramenta tende a manter uma temperatura estável logo no início da usinagem, sendo que no caso do CS, a temperatura apresenta uma tendência de aumento progressivo da temperatura no decorrer do tempo de usinagem.

Também é importante considerar que, por causa da posição do termopar T1, a menor variação registrada pelo método AB não significa que a ferramenta tenha um menor gradiente térmico na região onde, de fato, existe o contato cavaco/ferramenta. O jato de fluido de corte, nesse caso, influencia no registro das temperaturas e não permite que uma avaliação real possa ser realizada para essa condição de refrigeração em específico.

Figura 99 - Temperaturas registradas pelo termopar T1 na condição 4 para as condições 4a (CS), 4b (AB) e 4f (RI 0,75 %).



Fonte: elaborada pelo autor.

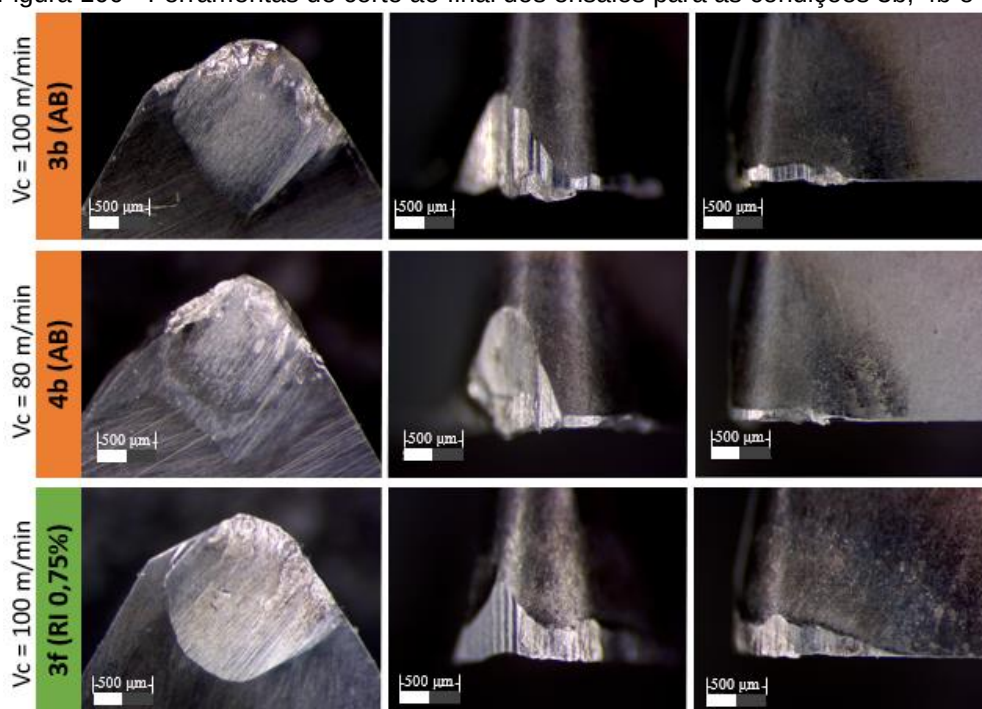
Sendo assim, as fraturas das ferramentas, na maioria das condições com o corpo de prova segmentado, podem ser atribuídas à ocorrência de propagação de trincas e lascamentos das arestas de corte, devido ao surgimento de tensões térmicas oriundas do corte intermitente.

De acordo com Ingraci (2014), a menor vida das ferramentas nas condições de corte intermitente se deve às maiores solicitações cíclicas que ocorrem quando comparadas com a usinagem de corpos de prova contínuos. Destacam-se como

causas dessas maiores solicitações: (i) o mecanismo de oxidação que acontece de forma mais intensa nos momentos que existe o contato com a atmosfera nos trechos em vazio; (ii) com o rápido carregamento e descarregamento as ferramentas ficam sujeitas à gradientes térmicos; (iii) tensões de tração devido à diferença na contração do metal duro do material aderido à superfície da ferramenta; (iv) inversão de tensões de compressão durante o corte para solicitações de tração após o relaxamento instantâneo depois de ultrapassar o ponto de equilíbrio de tensões. Ainda, segundo o autor, estes fatores levam a um rápido desgaste por abrasão, formação de cratera, propagação de trincas e lascamento das arestas de corte.

Na Figura 100 são apresentadas as duas condições com o método AB, em que as ferramentas chegaram ao fim de vida por avaria, e a condição 3f (RI 0,75 %) que alcançou seu fim de vida em decorrência do desgaste de flanco e removeu a maior quantidade de material dentre os ensaios com corpo de prova segmentado. Pode-se observar que em todas as condições houve um processo intenso de desgaste da ponta da ferramenta e da aresta secundária de corte que, apesar de não apresentado nas imagens, se estende pela superfície secundária de corte, principalmente nas condições com o método AB.

Figura 100 - Ferramentas de corte ao final dos ensaios para as condições 3b, 4b e 3f.



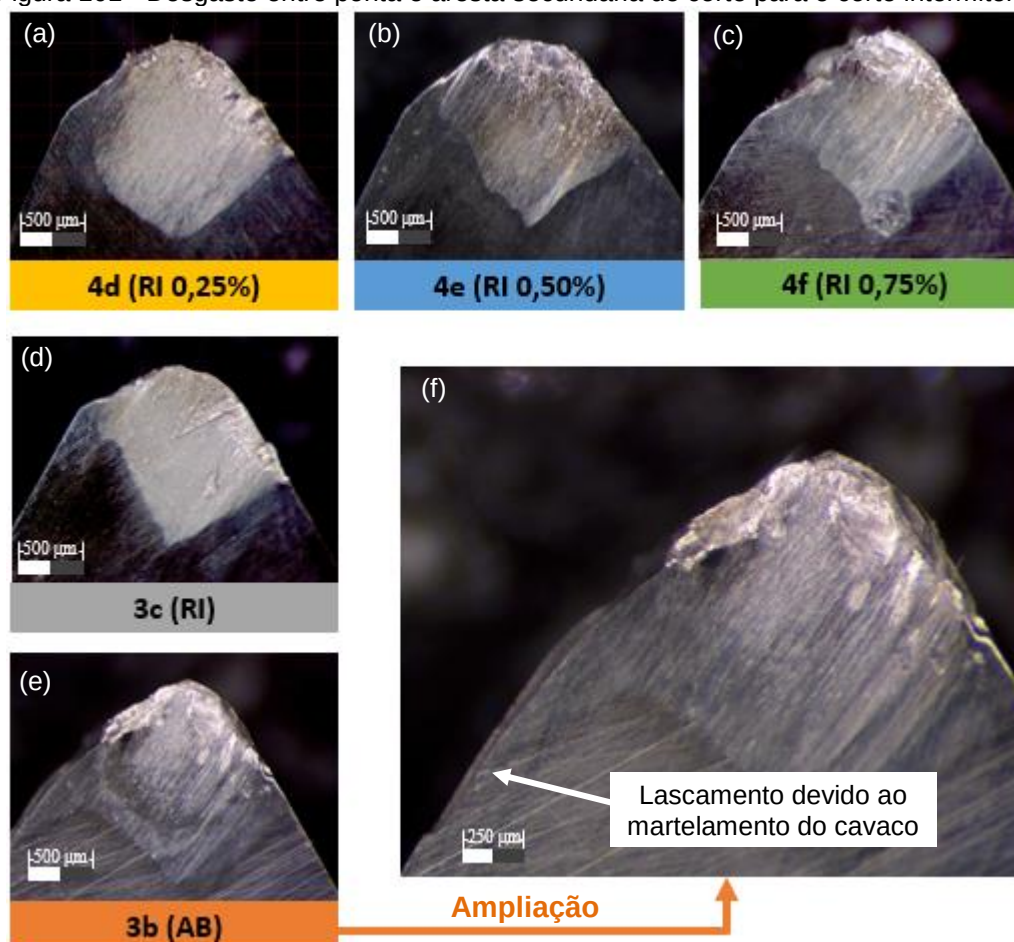
Fonte: elaborada pelo autor.

A intensificação do desgaste na ponta da ferramenta e na aresta secundária de corte também foi observada no trabalho de Ingraci (2014), porém, de forma mais amena, nas condições de usinagem intermitente com os métodos AB e RI ($V_c = 80$ m/min; $f = 0,2$ mm/rev; $a_p = 1$ mm) e RI ($V_c = 80$ m/min; $f = 0,4$ mm/rev; $a_p = 1$ mm).

Outra provável causa para a quebra das ferramentas pode ser a ocorrência de martelamento do cavaco (*chip hammering*), onde o mesmo se choca com a ferramenta de corte, após ter sido formado, causando abrasão e esforços mecânicos excessivos na ferramenta. Indícios desse fenômeno podem ser verificados em diversas ferramentas de corte utilizadas, conforme apresentado na Figura 101. Ao observar a aresta secundária de corte por meio da superfície de saída, verifica-se o seu desgaste, sendo que este é maior até mesmo que o desgaste que ocorre na aresta principal de corte.

Considerando a geometria da ferramenta, a ausência de quebra-cavaco e o lascamento da superfície secundária de folga destacado por meio do item (f) da Figura 101, evidencia-se a ocorrência do processo de martelamento do cavaco e, em decorrência disso, uma maior tendência de quebra das ferramentas. Em todos os casos apresentados, com exceção do 4e (RI 0,50 %), o fim de vida das ferramentas foi por quebra ou lascamento durante a execução dos ensaios. Também é perceptível um processo de abrasão na superfície de folga secundária que ocorreu concomitantemente ao martelamento. Uma provável causa para esse fenômeno seria que, como consequência do martelamento e movimento rotativo da peça, esses cavacos fossem sistematicamente “arrastados” para essa região entre peça e ferramenta de corte. Ao realizar esse movimento, ocorria o contato entre cavaco e ferramenta, resultando no processo de abrasão. Esse problema poderia ser evitado com a utilização de ferramentas de corte com quebra-cavacos ou diferentes características geométricas.

Figura 101 - Desgaste entre ponta e aresta secundária de corte para o corte intermitente.



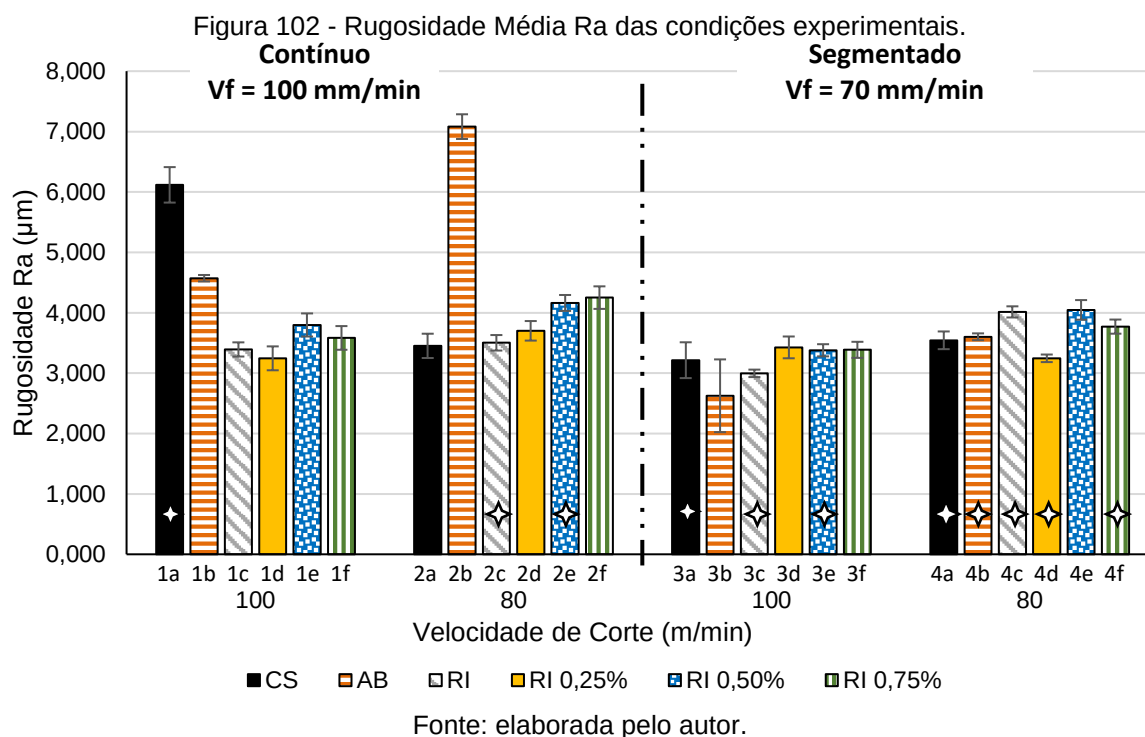
Fonte: elaborada pelo autor.

Durante a execução dos ensaios, as rugosidades foram mensuradas ao final de cada passe, registrando-se o seu comportamento de acordo com a progressão do desgaste da ferramenta. Na Figura 102 são apresentados os valores da rugosidade média aritmética (R_a) em cada uma das condições de usinagem estudadas.

De forma geral, considerando os dados expostos na Figura 102, as rugosidades variaram de acordo com as condições de usinagem (1, 2, 3 e 4), porém, não apresentaram grandes variações entre si, corroborando com os resultados obtidos por Murakawa e Jin (2003). Esses resultados são característicos de operações de desbaste e, por esse motivo, enfatiza-se que quando a rugosidade superficial deve ser controlada, operações de acabamento são realizadas com parâmetros de corte e ferramentas que resultem em valores adequados.

Através da Análise de Variância (ANOVA) de um fator realizada, ao considerar o método de refrigeração como parâmetro de referência – R_a versus Método – se identificou uma diferença estatisticamente significativa entre cada uma das condições

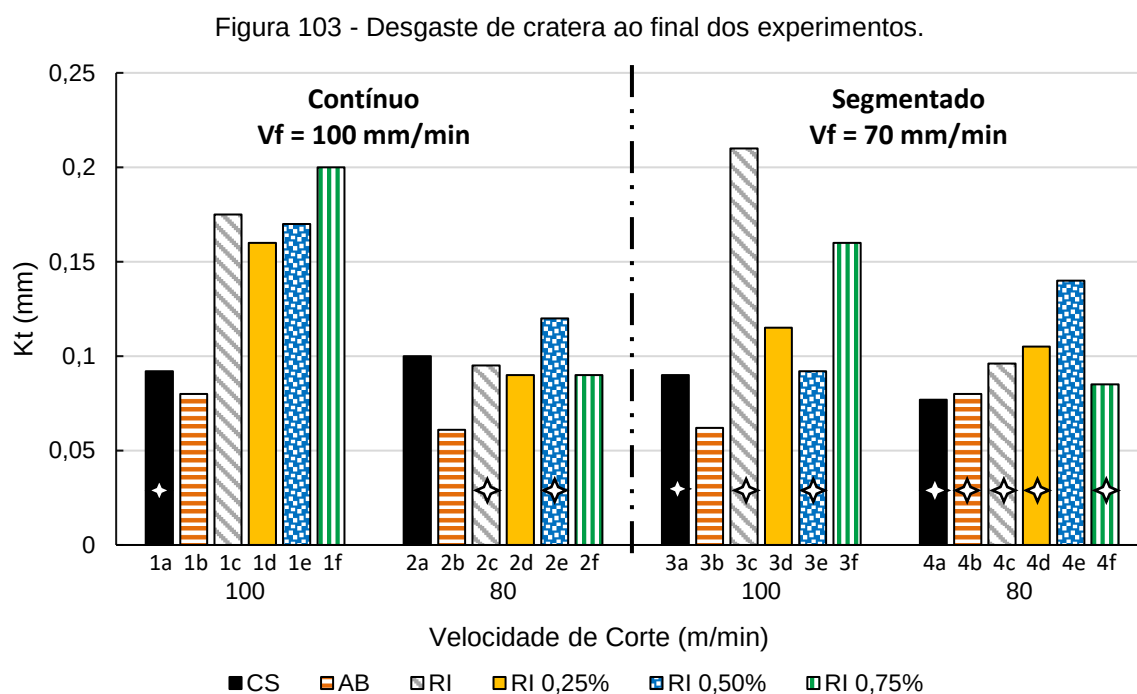
analisadas. Além disso, pelo método de Tukey, dois agrupamentos apresentaram comportamentos similares, sendo um grupo composto pelo método AB e o outro grupo composto por todas as condições com RI. A condição CS apresentou similaridades com ambos os grupos, provavelmente por causa dos comportamentos semelhantes entre a condição 1a (CS) e 2b (AB) e que se diferenciaram de todos os outros.



Ao final dos ensaios, registrou-se a profundidade máxima dos desgastes de cratera (K_t), conforme os valores indicados na Figura 103. Corroborando com os resultados de Ingraci (2014), a dimensão do desgaste de cratera foi inferior nas condições com utilização do fluido de corte, evidenciando a ação lubrificante do mesmo e sua possível influência na alteração do raio de curvatura do cavaco e comprimento de contato entre cavaco e ferramenta, assim como constatado por Chiou et al. (2007) e Isik et al. (2017), mesmo que ambos os trabalhos consideraram apenas o CS e RI.

Para os casos onde as ferramentas de corte atingiram o fim de vida por avaria, qualquer análise ou conclusão se torna comprometida, visto que a fratura interrompeu a vida da ferramenta de forma precoce e, portanto, o K_t apresentado não atingiu valores que seriam obtidos no caso de fim de vida por desgaste da ferramenta de corte. Um desses casos é com relação à condição 4a (CS) ser a única que apresentou

Kt menor que a condição 4b (AB). Essa diferença foi de 3,75 %, sendo que o fim de vida das duas ferramentas foi por avaria e, dessa forma, qualquer análise se torna comprometida. Caso a evolução do desgaste tivesse sido registrada, então seria possível uma análise sobre a velocidade de progressão do desgaste de cratera. Destaca-se, dentre todas as condições de usinagem, o fato de que não houve avaria da ferramenta de corte quando o método AB era utilizado na usinagem contínua.



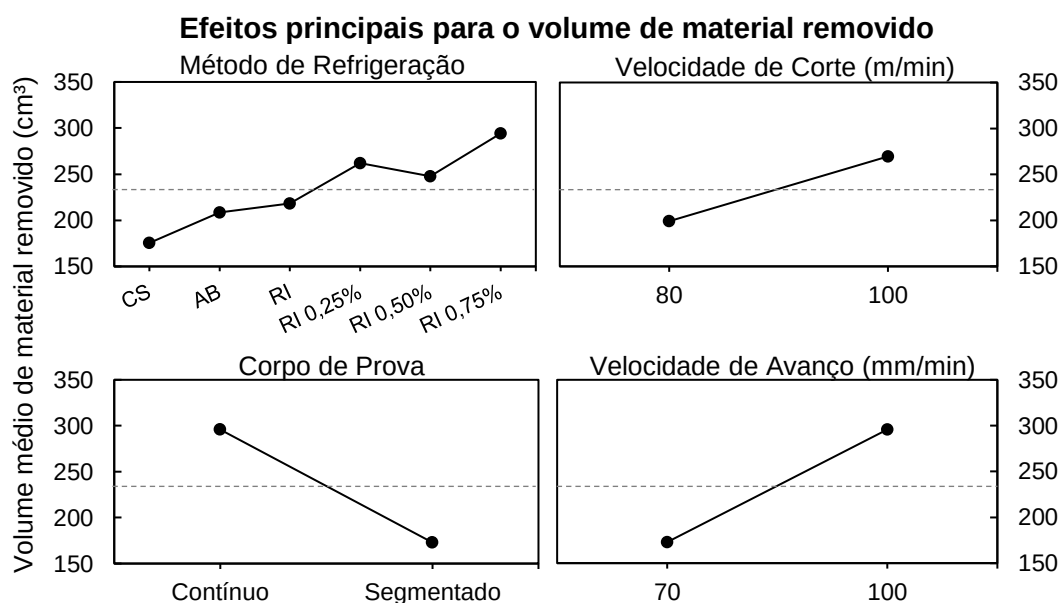
Fonte: elaborada pelo autor.

Ainda sobre a Figura 103, observa-se que as Condições 1 e 3, com $V_c = 100$ m/min, apresentaram desgastes de cratera (Kt) maiores do que as Condições 2 e 4, com $V_c = 80$ m/min, concordando com os dados de Ingraci (2014). Na Condição 1, o desgaste de cratera (Kt) e a quantidade de material removido apresentam um padrão de comportamento. Por exemplo, a condição 1f (RI 0,75 %) resultou nos maiores valores dos dois parâmetros mencionados. Nas condições 1c (RI), 1d (RI 0,25 %) e 1e (RI 0,50 %) os valores de Kt variaram entre si 8,4 % e o volume de material removido 8,9 %, mostrando uma tendência até mesmo em suas oscilações. Na Condição 2 não existe uma relação clara entre Kt e volume de material removido, apesar do Kt ter se apresentado muito próximo em todas as condições, com exceção apenas da condição 2b (AB). Desconsiderando essa última, a variação máxima foi de 20%.

Para as condições de corte intermitente, devido à fratura das ferramentas, qualquer análise se torna inconclusiva, conforme já justificado. Ainda assim, sobre as condições 3d (RI 0,25 %), 3f (RI 0,75 %) e 4e (RI 0,50 %), que não fraturaram, seus valores ficaram na média ou acima dela.

Na Figura 104, pode-se observar os parâmetros que mais influenciam a vida da ferramenta. Considerando a média geral de volume de material removido ($234,4 \text{ cm}^3$), indicada pela linha horizontal tracejada, observa-se que a velocidade de corte menor, o método de corte a seco e a geometria do corpo de prova segmentada foram os principais fatores que reduziram a vida da ferramenta. Com relação às velocidades de avanço (V_f), apesar dos dados apresentados, qualquer conclusão seria imprecisa, visto que a $V_f = 70 \text{ mm/min}$ foi aplicada nos corpos de prova segmentados e a $V_f = 100 \text{ mm/min}$ nos corpos contínuos. Merece destaque o fato de que ao considerar os métodos de refrigeração, apenas os métodos que utilizaram a refrigeração interna com nanorefrigerantes ficaram acima da média, confirmando a hipótese de que os nanorefrigerantes podem auxiliar no aumento da vida da ferramenta e redução ou eliminação da necessidade de utilização dos fluidos de corte.

Figura 104 - Influência dos parâmetros, perfil da peça e método de refrigeração na vida da ferramenta de corte.



Fonte: elaborada pelo autor.

A seguir, são realizadas as análises de cada uma das condições de usinagem definidas, sendo que os resultados são apresentados em decorrência do tipo de corte (contínuo e intermitente).

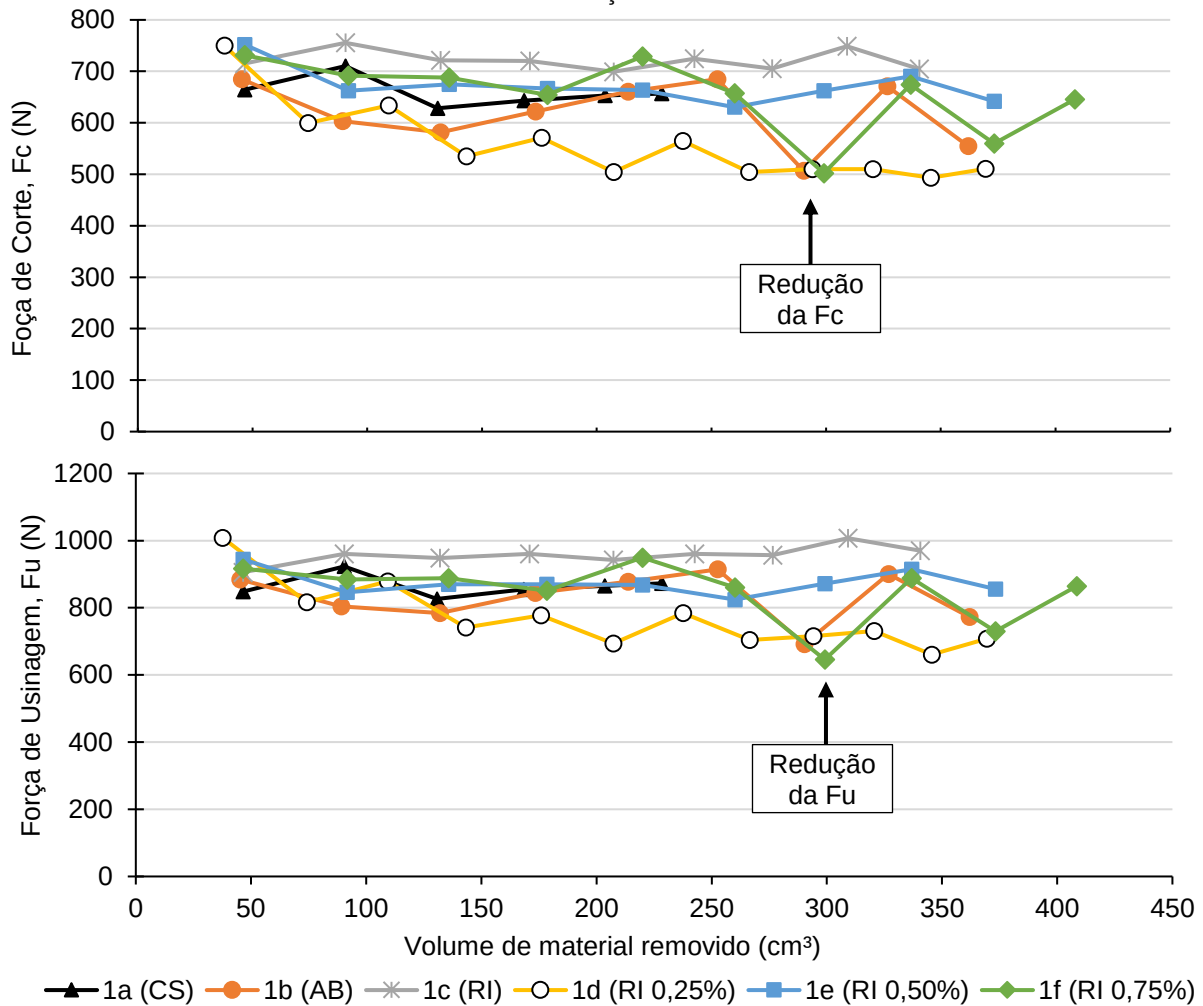
- Condição 1: Corte contínuo e $V_c = 100$ m/min;
- Condição 2: Corte contínuo e $V_c = 80$ m/min;
- Condição 3: Corte intermitente e $V_c = 100$ m/min;
- Condição 4: Corte intermitente e $V_c = 80$ m/min.

4.3.1. *Análise das condições 1 e 2 – corte contínuo*

Na Figura 105 são apresentadas as médias da Força de Corte (F_c) e da Força de Usinagem (F_u) em função de cada passe para as condições de usinagem até que um dos critérios de fim de vida fosse atingido. Observa-se que os valores da F_c estão entre 500 N e 750 N, sendo a média da condição 1c (RI) a maior dentre todas (659,3 N), representando um valor 18 % maior do que a condição 1d (RI 0,25 %), responsável pela menor média.

A Análise de Variância (ANOVA) de um fator “ F_c versus Método” indica a existência de diferença estatisticamente significativa entre os métodos de refrigeração para os ensaios da Condição 1. O mesmo é válido para a ANOVA de um fator “ T_1 versus Método”. Pelo método de Tukey, para as duas análises de variância realizadas, o método AB e o método CS se diferenciam entre si e dos demais. Além desses métodos, também chama atenção a condição 1d (RI 0,25 %), que se enquadrou em um grupo isolado ao considerar a ANOVA “ T_1 versus Método”.

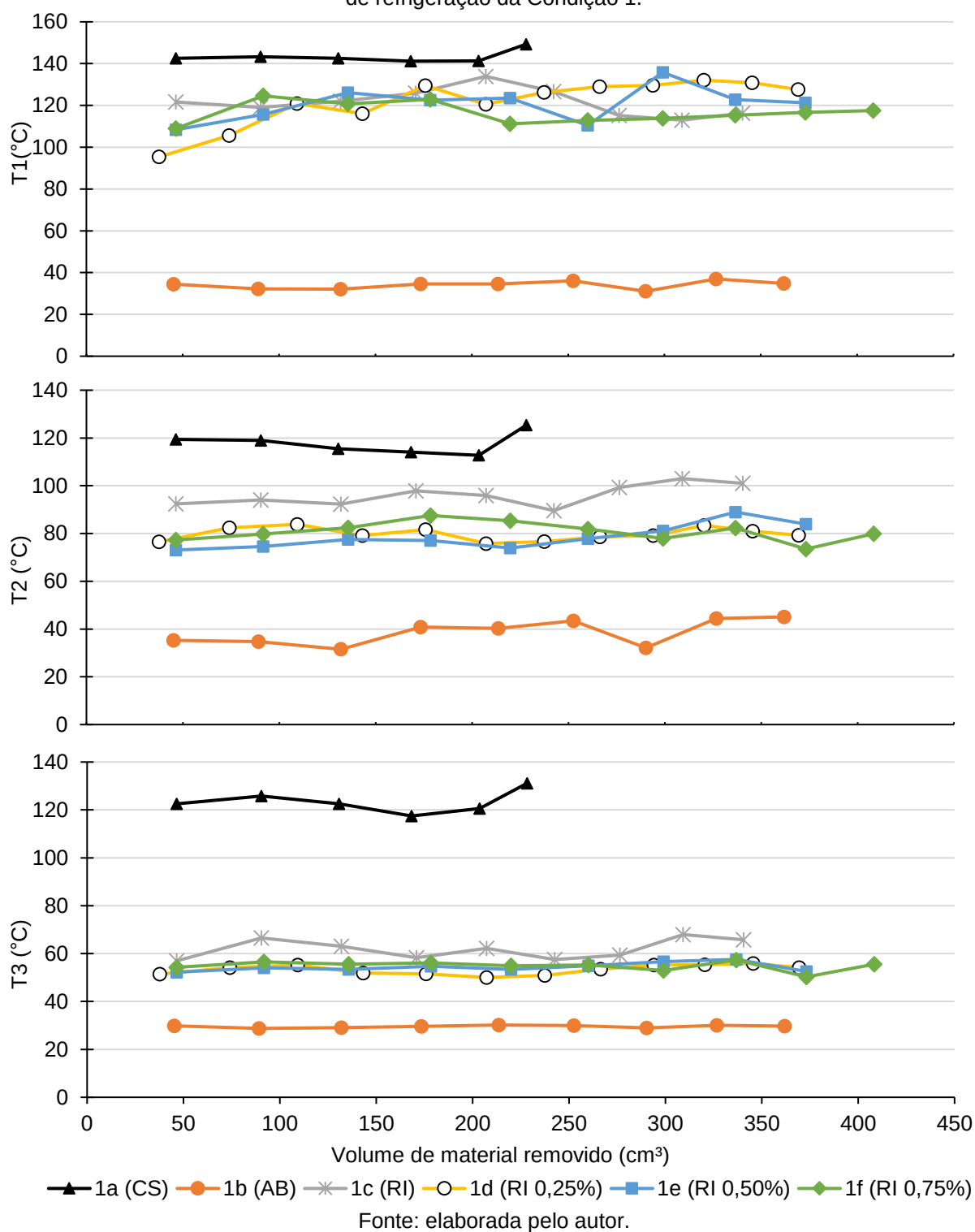
Figura 105 - Força de Corte (F_c) e Força de Usinagem (F_u) para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.



Fonte: elaborada pelo autor.

Já na Figura 106 são apresentadas as temperaturas T_1 , T_2 e T_3 da ferramenta de corte também em função de cada passe.

Figura 106 - Temperaturas (T1, T2 e T3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.



Assim como identificado por diversos autores (ROZZI et al., 2011; INGRACI, 2014; CHIOU et al., 2007), o método RI resultou em temperaturas menores do que as apresentadas pelo CS. Investigadores como Anton et al. (2015) e Sun et al. (2012) obtiveram reduções de 66 % e 51 %, respectivamente, na temperatura das

ferramentas de cortes em seus experimentos. Considerando os dados da temperatura T1, em comparação ao método CS, reduções entre 14,9 % e 18,8 % foram alcançadas nas condições com refrigeração interna (RI). Outra questão que chama a atenção, é que a queda na temperatura T3, mais afastado da ponta de corte, foi mais expressiva para os métodos com RI, apresentando valores 52,3 % menores do que os do método CS.

Ao analisar os esforços de corte na Figura 105, observa-se um comportamento similar entre as condições 1b (AB) e 1f (RI 0,75 %) no passe 7 (material removido próximo a 300 cm³), onde o valor da força de corte reduz e, no passe seguinte, retorna ao patamar médio. Já as temperaturas T1, T2 e T3 das ferramentas de corte na Figura 106, entretanto, não apresentam variações que pudessem oferecer algum indício do que ocorreu, apesar da condição 1f (RI 0,75 %) ser a que apresentou a menor média de temperatura, com exceção do método AB.

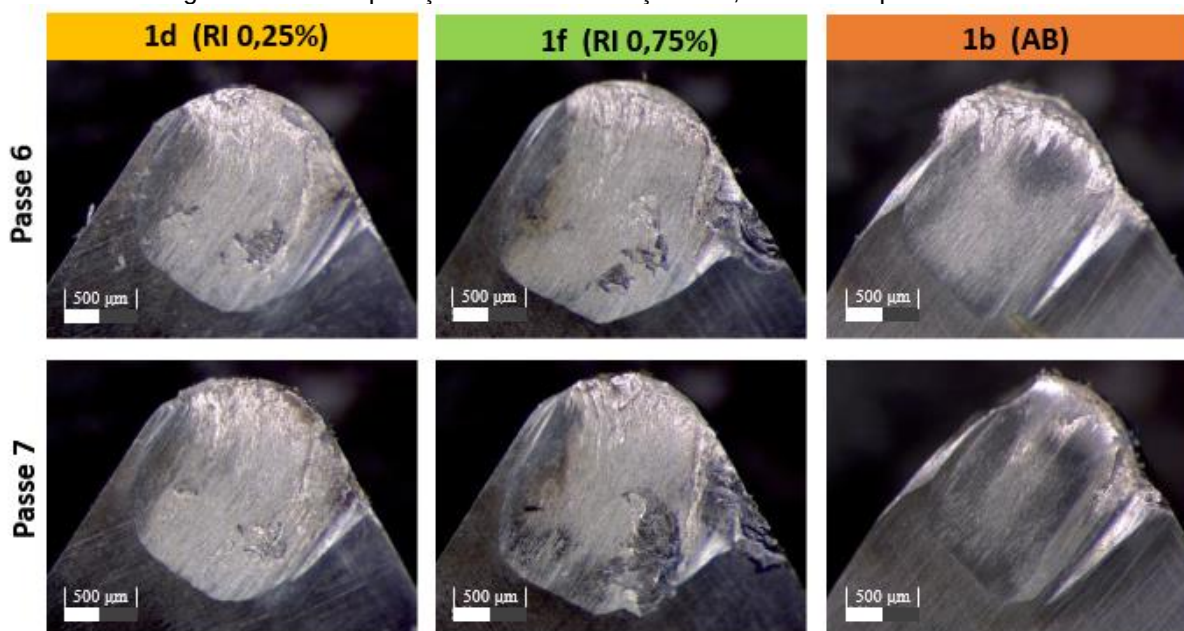
Na Figura 107 é apresentada uma comparação do estado da ferramenta de corte entre o passe 6, anterior à oscilação que houve nos esforços de corte, e o passe 7, momento em que ocorreu a maior variação para as condições 1f (RI 0,75 %) e 1b (AB). A condição 1d (RI 0,25 %) também é apresentada para fins de comparação, visto que os esforços nesse caso se mantiveram estáveis.

Observa-se a presença de APC ao final do passe 6 da condição 1b (AB). Já ao final do passe 7 percebe-se que a APC se desprende da ferramenta, removendo material da mesma e alterando a geometria da ponta de corte. A presença da APC pode ter influenciado de alguma maneira nos esforços registrados, entretanto o mesmo não se nota na condição 1f (RI 0,75 %), corroborando com os resultados de Gupta et al. (2019), onde ao usinar Inconel, houve a redução na formação da APC ao utilizar a RI. Já no caso de Bleicher et al. (2016), a utilização do método RI juntamente com AB não resultou na eliminação da APC, ainda que o material usinado era uma liga de alumínio. O que se verifica na condição 1f (RI 0,75 %) é a ocorrência do *attrition* na superfície de saída da ferramenta, entretanto este não seria um motivo plausível para justificar a variação identificada.

Um fenômeno que pode justificar a variação, não seria a presença da APC por si só, mas ao observar os dados de esforços juntamente com as imagens das ferramentas, pode-se supor que durante o passe 6 ocorreu a formação da APC, alterando a geometria da ferramenta e resultando em uma profundidade de corte “real”

maior do que 1 mm. Após isso, no passe seguinte, a profundidade de corte foi menor e, então, ocorreu a redução dos esforços, conforme apresentados na Figura 105. É válido mencionar que a usinagem foi realizada em um torno CNC, com todos os deslocamentos da ferramenta programados e dependentes de uma referência, não ocorrendo a correção de possíveis desvios.

Figura 107 - Comparação entre as condições 1d, 1f e 1b nos passes 6 e 7.

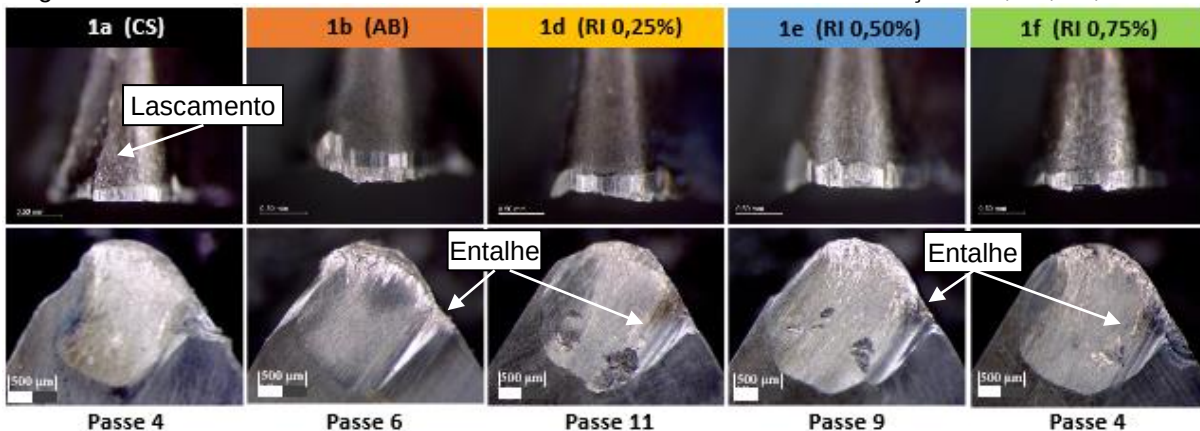


Fonte: elaborada pelo autor.

Um comportamento observado no processo de desgaste das ferramentas de corte foi a formação de um entalhe expressivo na condição 1a (CS) o qual deu origem ao lascamento da mesma. Nas demais condições, conforme apresentado na Figura 108, ocorreu a formação de um entalhe na superfície de saída. Nesses casos, a formação e profundidade desses canais foram fatores que contribuíram para o fim de vida devido ao VB_B. Notou-se a ocorrência do *attrition* nas condições em que as nanopartículas estavam presentes no refrigerante. Esse fato pode estar atrelado aos diferentes fluxos de calor induzidos pela circulação interna dos nanorefrigerantes para cada condição, já que, em uma região mais afastada da ponta de corte, houve a remoção de material da ferramenta. Apesar de tratarem da aplicação do *heatpipe*, Chiou et al. (2007) concluem que a região de contato cavaco/ferramenta, influenciada pelo calor gerado devido ao atrito na interface cavaco/ferramenta e na zona primária de cisalhamento, apresenta uma distribuição de temperatura claramente diferente em

condições com ou sem a aplicação do *heatpipe*, principalmente em regiões mais afastadas da ponta de corte.

Figura 108 - Ferramentas de corte: ocorrência de fenda e entalhe nas condições 1a, 1b, 1d, 1e e 1f.

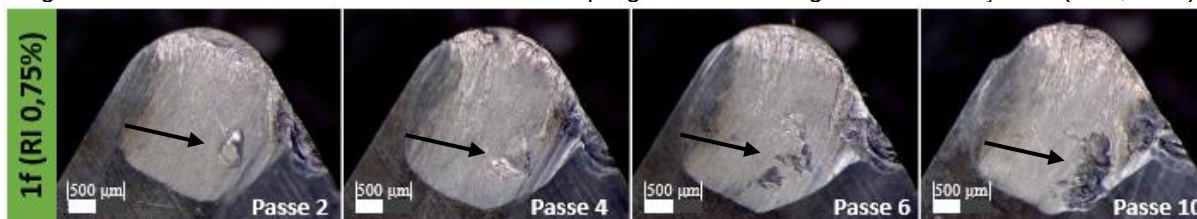


Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 109 é apresentado o progresso do desgaste devido ao *attrition* na condição 1f (RI 0,75 %), onde foi possível registrar a adesão de material à superfície de saída da ferramenta e seu posterior desprendimento, seguido de um processo de remoção de material da ferramenta de corte. No Passe 2 existe uma porção de material da peça aderida à superfície da ferramenta de corte. No passe 4, observa-se que parte dessa porção se desprende e, nos passes seguintes, ocorre a progressão de remoção e desgaste da superfície da ferramenta. Esse comportamento de adesão de material à superfície, apesar de não ocorrer exatamente na ponta da ferramenta, assemelha-se muito com a formação da APC e, com isso, fortalece a hipótese de ocorrência de *attrition*.

Ao mesmo tempo, houve um processo constante de abrasão na ferramenta, até que a mesma atingisse o seu fim de vida. Sobre a evolução do desgaste da região indicadas nas imagens, este pode estar relacionado com o contato descontínuo do cavaco com a superfície de saída da ferramenta, acarretando na remoção de microfragmentos da mesma. Também se observa nos passes 2 e 4 que um canal passou a ser formado em decorrência do atrito do cavaco/ferramenta. Já nos passes 6 e 10, este canal perdeu sua forma por causa do processo de abrasão severo próximo à aresta principal de corte e evolução do desgaste indicado pelas setas.

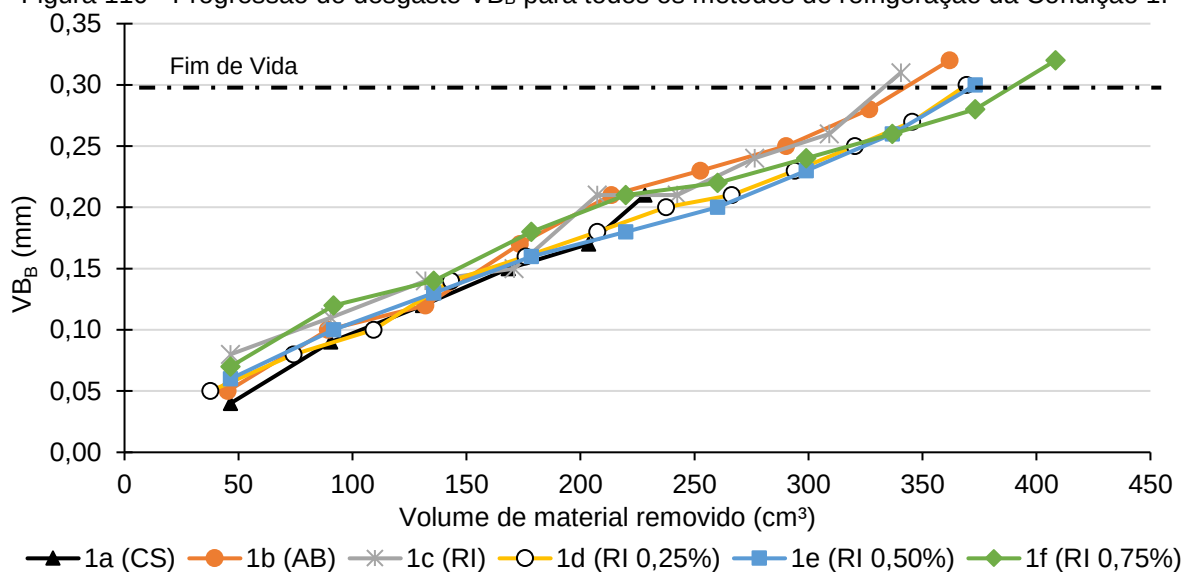
Figura 109 - Ocorrência do fenômeno *attrition* e progressão do desgaste na condição 1f (RI 0,75 %)



Fonte: elaborada pelo autor.

A evolução do desgaste de flanco médio (VB_B) em função da quantidade de material removido é apresentada na Figura 110. Verifica-se que todas as condições apresentaram taxas de crescimento do VB_B muito parecidas e que até a condição 1a (CS), que foi a única que a ferramenta de corte fraturou, também apresentou o mesmo comportamento. Ainda assim, em termos de vida da ferramenta e, usando o método AB como referência, destaca-se que a condição CS removeu 36,9 % menos material. A maior remoção foi na condição 1f (RI 0,75 %), com 12,8 % de aumento em relação ao método AB. Em geral, as 3 condições com nanorefrigerante circulando internamente (1d, 1e e 1f) foram as que superaram o método AB na remoção de material.

Figura 110 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 1.

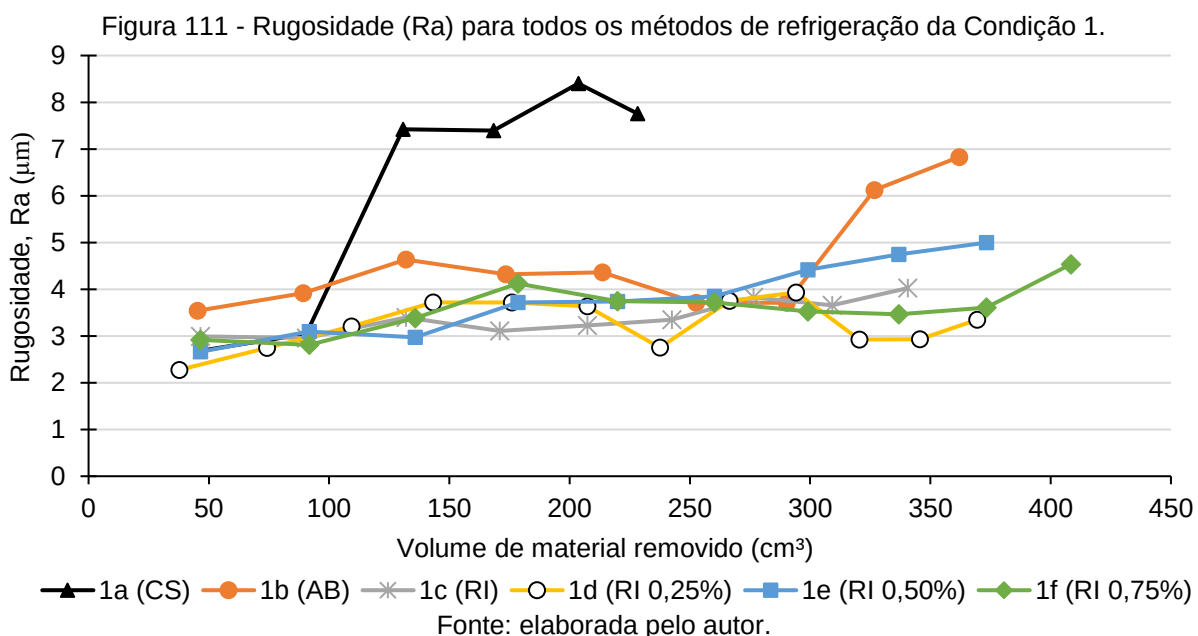


Fonte: elaborada pelo autor.

Por fim, na Figura 111 é apresentado o valor da rugosidade a cada passe para todos os métodos da Condição 1. A ANOVA indica diferença estatisticamente significativa entre os métodos, sendo que apenas o método AB e CS se distinguem

dos demais considerando-se os agrupamentos do método de Tukey. Ainda assim, o método AB fica em um grupo que possui interface tanto com o método AB, como com os demais métodos com RI.

A condição que se destaca é 1a (CS), visto que apresenta um aumento no valor da rugosidade Ra a partir do terceiro passe, provavelmente devido a um desgaste acelerado no início dos ensaios. Após isso, seu valor se manteve em um patamar elevado até que o fim de vida da ferramenta fosse atingido. Essa foi a condição que removeu a menor quantidade de material dentro da Condição 1. Todas as outras condições mantiveram valores de rugosidade (Ra) estáveis, com um crescimento esperado ao se aproximarem do fim de vida e sem grandes variações de comportamento entre si. Esses resultados também se assemelham aos obtidos por Murakawa e Jin (2003), quando compararam os métodos AB, RI, MQL e com Ar (10 °C). Já Isik et al. (2017), ao aplicar o método RI e compará-lo com o CS, obteve uma redução de 12 % no valor rugosidade (Ra), porém apenas na condição de maior velocidade de corte (170 m/min).



Seguindo com as análises, os dados de esforços e temperaturas na usinagem para a Condição 2, cuja diferença para a Condição 1 é a velocidade de corte de 80 m/min, são disponibilizados na Figura 112 e Figura 113, respectivamente. As análises de variância (ANOVA) de um fator realizadas para a Fc e T1 indicaram a existência de diferença estatisticamente significativa entre os métodos, apesar de não

ser um comportamento esperado. Por meio do método de Tukey observaram-se diferentes agrupamentos, sendo que os métodos CS e AB sempre ficaram em grupos distintos. No caso da ANOVA “Fc versus Método”, os métodos CS e RI formam um grupo e, os demais métodos, um segundo grupo, sendo que a condição 2e (RI 0,50 %) ficou nos dois grupos. Já no caso da ANOVA “T1 versus Método”, foram 6 agrupamentos distintos, indicando diferença estatisticamente significativa praticamente entre todos os métodos, o que diferencia dos ensaios da Condição 1, onde as condições com refrigeração interna fazem parte de um mesmo agrupamento.

Analizando os dados referentes aos esforços de corte, as condições 2a (CS) e 2c (RI) apresentaram os maiores valores, sendo 724,1 N e 730,3 N, respectivamente. Esses valores foram 20,7 % e 21,7 % maiores que a Fc do método de referência AB, respectivamente.

Figura 112 - Força de Corte (Fc) e Força de Usinagem (Fu) para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.

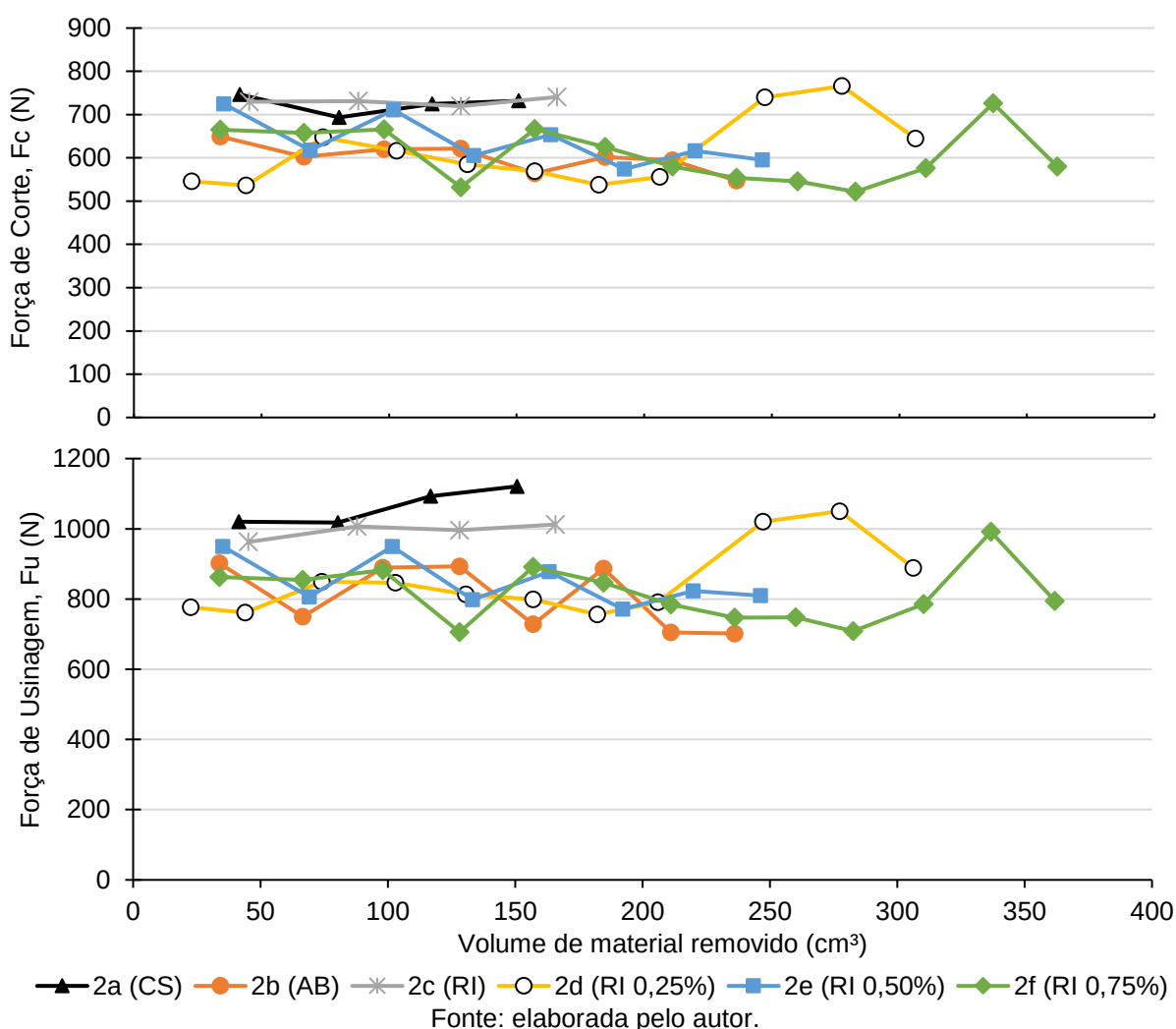
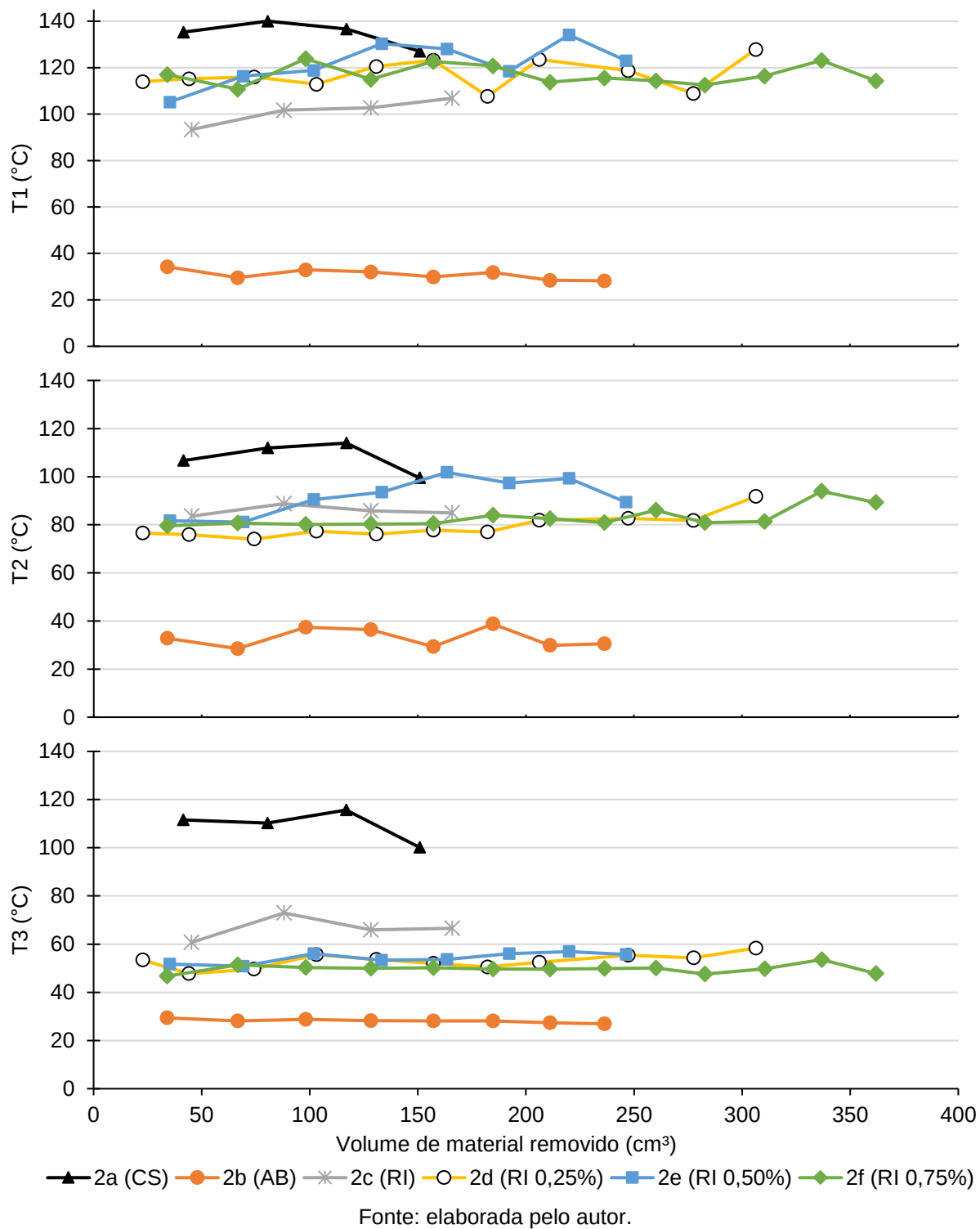
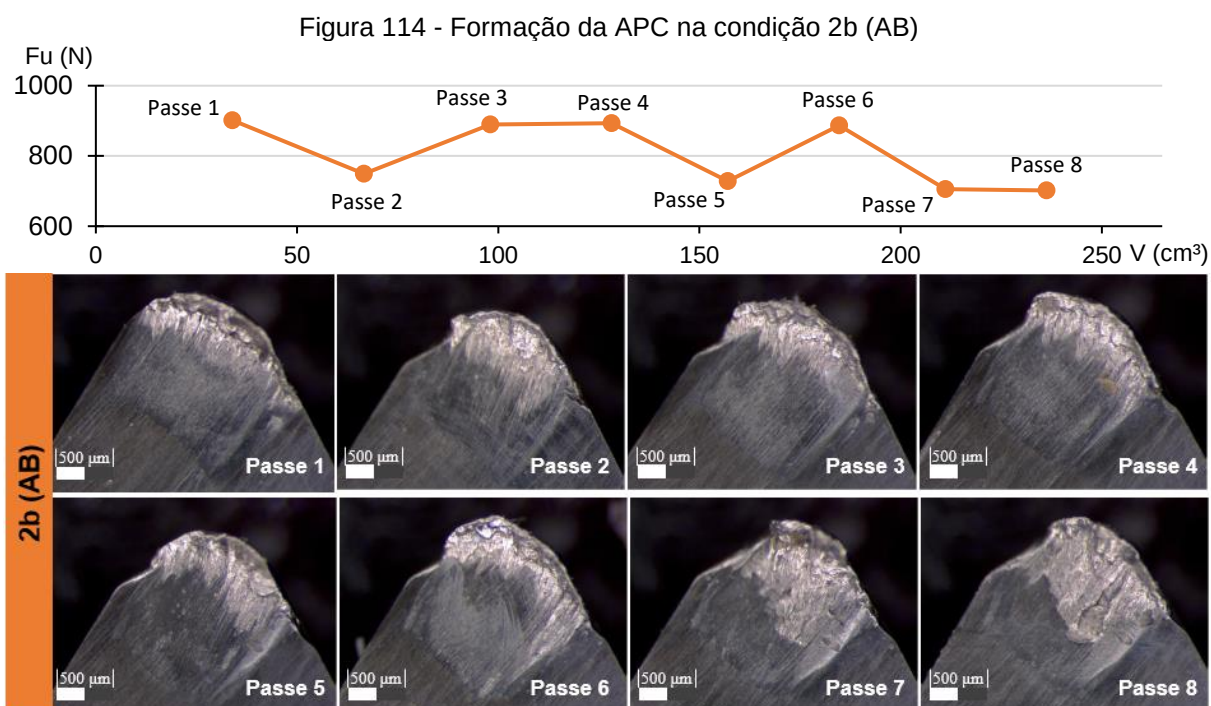


Figura 113 - Temperaturas T1, T2 e T3 registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 2.



Ao considerar novamente a Figura 112, tanto na condição 2b (AB) quanto na condição 2f (RI 0,75 %), verificam-se oscilações nos esforços de corte e, levando-se

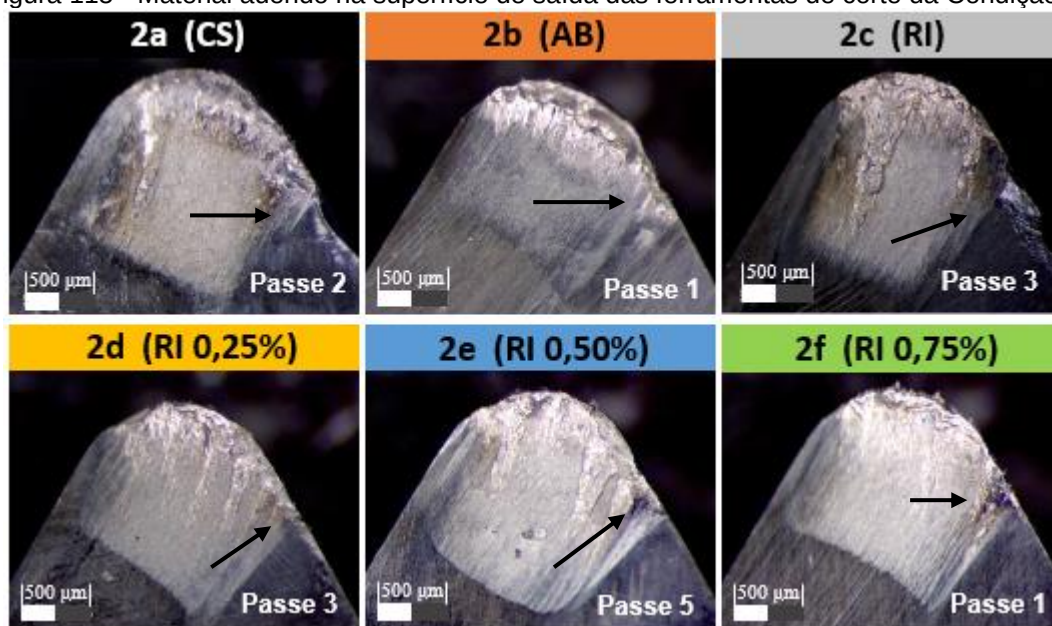
em conta que a velocidade de corte (V_c) da Condição 2 é menor do que a da Condição 1, a formação da APC pode novamente ter estimulado esse comportamento, seguindo a mesma justificativa do ocorrido na condição 1b (AB) com $V_c = 100$ m/min. Ao analisar a evolução do desgaste das ferramentas de corte para as condições em questão, constata-se que a APC ocorreu de fato na condição 2b (AB). A formação da APC ficou registrada em todos os passes e é apresentada na Figura 114 junto com o comportamento da Força de Usinagem (F_u).



Fonte: elaborada pelo autor.

A ocorrência de adesão na superfície de saída e APC se fez presente em todos os métodos de refrigeração da Condição 2 e, por esse motivo, de forma mais intensa do que na Condição 1, que possui velocidade de corte maior (100 m/min). Essa constatação condiz com o observado por Gupta et al. (2019), onde menores velocidades de corte resultaram na ocorrência da APC de forma mais intensa em seus experimentos envolvendo a RI e refrigeração AB. A Figura 115 apresenta o material aderido à superfície, assim como a APC para todos os métodos da Condição 2 em passes onde foram identificados esses comportamentos. Também é possível observar uma coloração característica do processo de oxidação da ferramenta de corte em todas as imagens, conforme indicado pelas setas.

Figura 115 - Material aderido na superfície de saída das ferramentas de corte da Condição 2.



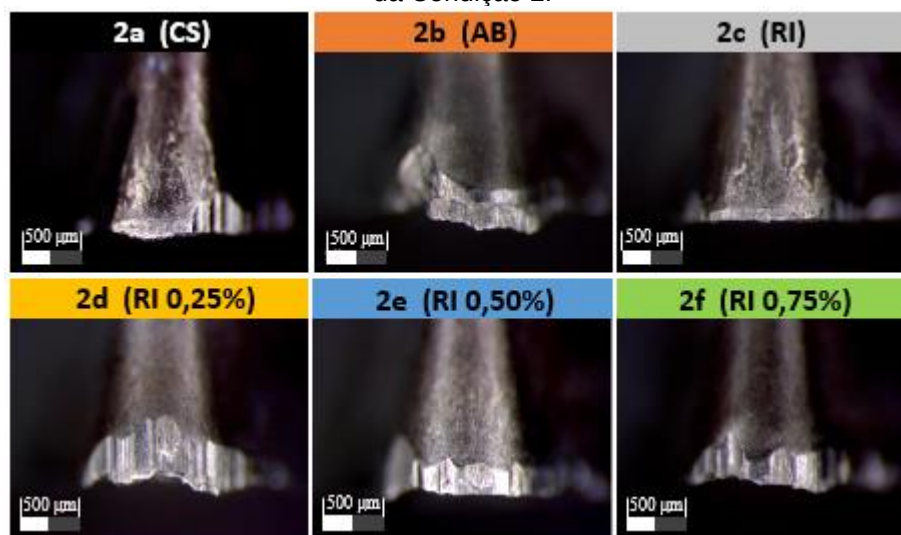
Fonte: elaborada pelo autor.

De forma geral, similar ao comportamento identificado na Condição 1, as temperaturas T1, T2 e T3, apresentadas na Figura 113, para os métodos com RI se mantiveram com valores médios aproximados. Os métodos AB e CS apresentaram valores médios diferentes, conforme esperado. A Condição 1f (0,75 %), responsável pela maior remoção de material na Condição 2, apresentou redução de 13,2 % em T1 e a maior redução (54,6 %) em T3, dentre todos os métodos, com relação ao método CS. A maior redução em T1 foi na condição 2c (RI), com 24,9 %. Esses resultados, novamente estão alinhados com os obtidos por Rozzi et al. (2011), Ingraci (2014), Chiou et al. (2007), assim como Anton et al. (2015) e Sun et al. (2012). Além disso, um dado importante é que tanto na Condição 1, quanto na Condição 2, as maiores reduções de temperatura nas ferramentas estão relacionadas com as maiores quantidades de material removidas.

A análise do desgaste da ponta da ferramenta é apresentada na Figura 116, visto que o comportamento identificado se diferencia do que ocorreu na Condição 1. O desgaste da ponta nos ensaios da Condição 2, com velocidade de corte menor, acompanhou o VB_B , ao contrário do que aconteceu na Condição 1, onde a ponta se desgastou de forma mais acelerada do que o flanco da ferramenta. Apenas na condição 2b (AB) se percebe um desgaste mais intenso na ponta e que pode estar relacionado com o desprendimento da APC e consequente fragilização da ponta de

corte ou com o processo de martelamento e arrastamento do cavaco, conforme já citado anteriormente.

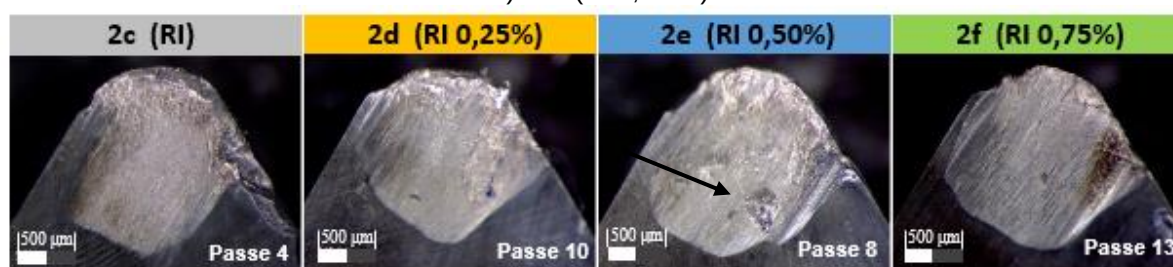
Figura 116 - Ponta das ferramentas de corte ao final dos ensaios de todos os métodos de refrigeração da Condição 2.



Fonte: elaborada pelo autor.

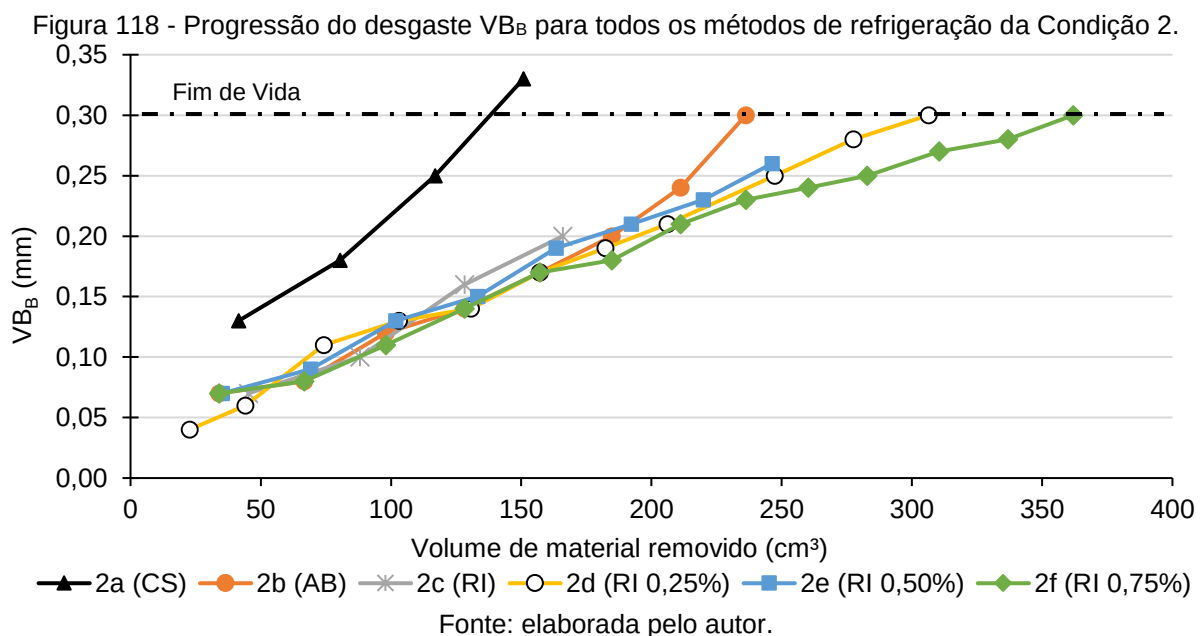
Pela análise da superfície de saída das ferramentas de corte, nota-se a ocorrência de um desgaste mais moderado na superfície de saída, quando comparado com a Condição 1. As menores temperaturas médias na ferramenta podem ter contribuído para um aspecto semelhante da superfície de saída nas condições com RI, conforme apresentado na Figura 117. Outra diferença foi a formação mais sutil do canal na superfície de saída por causa da abrasão, sendo observada apenas nas situações 2e (RI 0,50 %) e 2f (RI 0,75 %). Por fim, destaca-se a possível ocorrência de *attrition* na condição 2e (RI 0,50 %), com uma região onde material foi removido da ferramenta, conforme indicado pela seta.

Figura 117 - Superfície de saída das ferramentas nas condições 2c (RI), 2d (RI 0,25 %), 2e (RI 0,50 %) e 2f (RI 0,75 %).



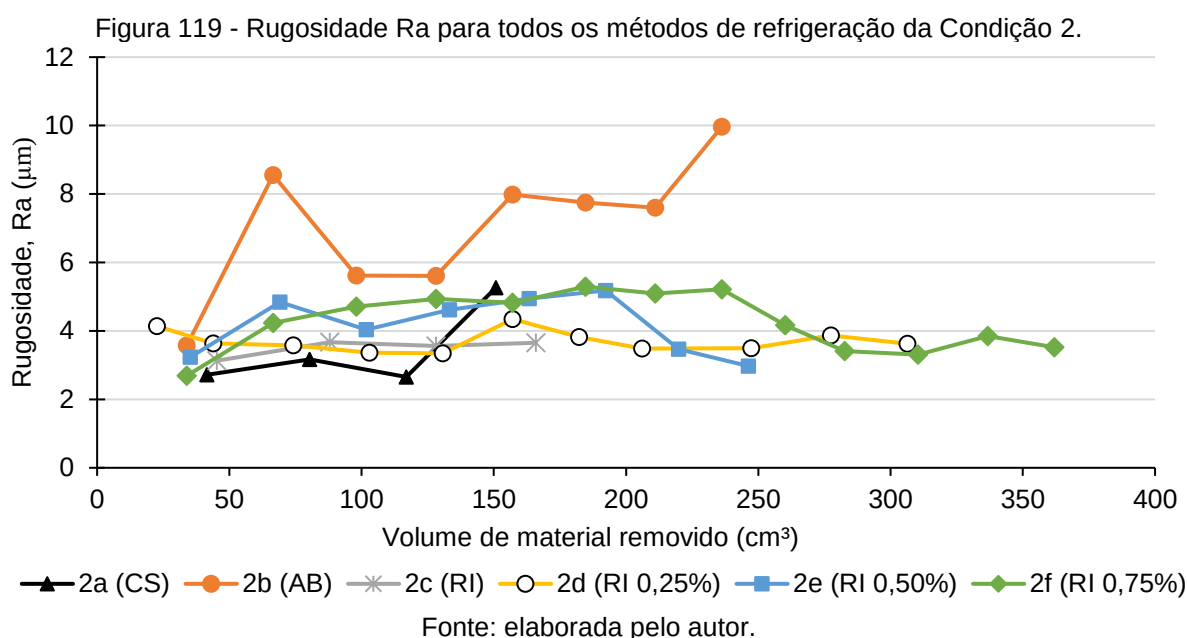
Fonte: elaborada pelo autor.

Considerando a evolução do desgaste das ferramentas de corte em cada uma das condições, observa-se que, com exceção da condição 2a (CS), todas as outras apresentaram uma velocidade de progressão do desgaste similar, com diferenças notadas apenas nos passes finais para a condição 2b (AB) e 2f (RI 0,75 %). Nota-se que esse comportamento discrepante na condição 2a (CS) não ocorreu na condição 1a (CS), com velocidade de corte maior. Como explicação, ao considerar os dados disponíveis, nota-se que a condição 2a (CS) possui a segunda maior F_c (724 N) e a maior T_1 (108,2 °C) registradas, sendo essa combinação um fator que justifica o rápido desgaste da ferramenta de corte. No caso da condição 1a (CS), a mesma também apresentou a maior temperatura, porém com uma F_c menor que pode ter colaborado para abrandar a intensidade do desgaste.



A Rugosidade (R_a) em cada passe para todos os métodos da condição 2 são apresentados na Figura 119. O método que se destaca é o 2b (AB), onde os valores não acompanharam as médias de todas as outras condições analisadas e ainda gera uma contradição, visto que esse é o único método em que existe a ação lubrificante e que se poderia esperar valores de R_a inferiores à média. Por fim, a ANOVA de fator único confirmou a existência de diferença estatisticamente significativa e, pelo método de Tukey, identificou-se que o método AB se diferencia de todos os outros, em acordo com o que já foi mencionado. Nessa condição de usinagem, nem mesmo o aumento da rugosidade com a evolução do desgaste da ferramenta foi perceptível de maneira

geral, sendo que apenas as condições 2a (CS) e 2b (AB) se comportaram dessa maneira. Todas as condições com refrigeração interna mantiveram os valores da rugosidade constantes ou até com reduções, sendo essa uma confirmação das vantagens do método RI. Essas análises dialogam com os resultados obtidos por Vincentin et al. (2010), onde para a menor velocidade de corte adotada, houve a redução da rugosidade no método RI e aumento no método AB.



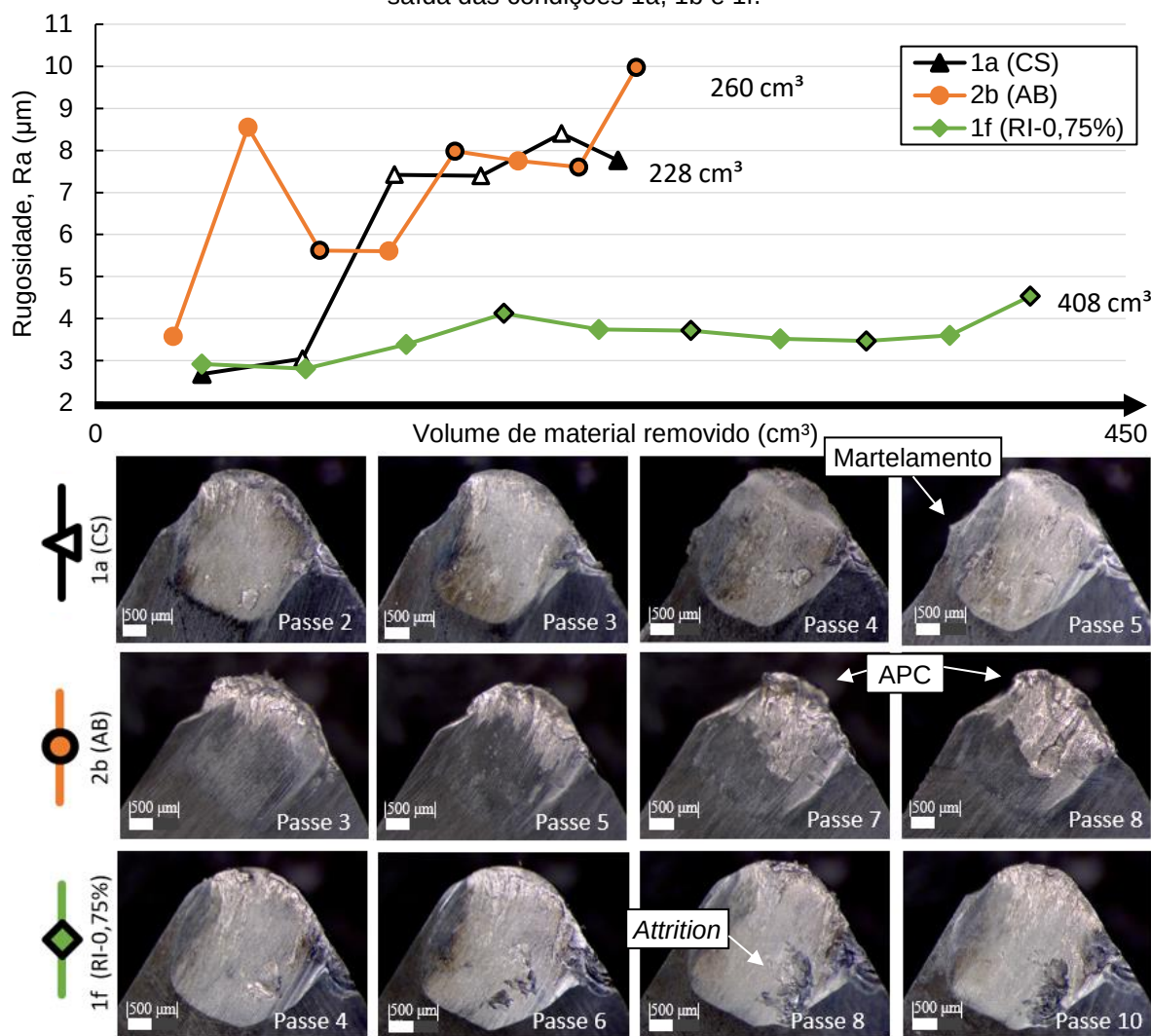
Para que seja possível correlacionar a evolução do desgaste da ferramenta, a quantidade de material removida e a rugosidade (Ra) da peça, são comparadas, na Figura 120, as condições 1a (CS), 2b (AB) e 1f (RI 0,75 %), sendo que as duas primeiras foram as que mais divergiram do comportamento geral. Já na condição 1f (RI 0,75 %), houve a maior remoção de material para os corpos de prova contínuos. Nota-se que no método 1a (CS) responsável pela menor quantidade de material removido na Condição 1, ocorreu o martelamento do cavaco na região da aresta secundária de corte, resultando no seu lascamento.

Ao analisar a condição 2b (AB), observa-se novamente um fenômeno de desgaste da superfície de folga secundária, provavelmente em decorrência do martelamento e arrastamento do cavaco, conforme já discutido anteriormente. A esse fato, soma-se à formação da aresta postiça de corte (APC), conforme destacado no 7° e 9° passes. Nesse caso, pela própria evolução do desgaste apresentado, percebe-se que a ponta da ferramenta teve sua geometria danificada em decorrência do

desprendimento do material aderido à superfície de saída. Ainda assim, essa condição (2b (AB)) removeu 12,2 % mais material do que a condição 1a (CS). Dentre os fatores que podem ter influenciado nessa diferença tem-se a ação do fluido de corte e a utilização de velocidade de corte menor ($V_c = 80 \text{ m/min}$). Deve-se considerar que a ferramenta 1a (CS) sofreu fratura.

Por fim, a condição 1f (RI 0,75 %) se apresentou estável em todos os passes, seja considerando seu desgaste superficial ou o comportamento da rugosidade R_a a cada passe. O valor mais elevado de rugosidade aconteceu no passe em que o limite de desgaste de flanco médio (VB_B) foi atingido. Assim como já discutido, neste caso, houve a ocorrência de martelamento do cavaco e de *attrition*. As evoluções desses processos podem ser observadas nas 4 imagens apresentadas na Figura 120, assim como na Figura 109, onde uma discussão mais detalhada foi realizada.

Figura 120 - Relação entre Rugosidade Ra, volume de material removido e aspecto da superfície de saída das condições 1a, 1b e 1f.



Fonte: elaborada pelo autor.

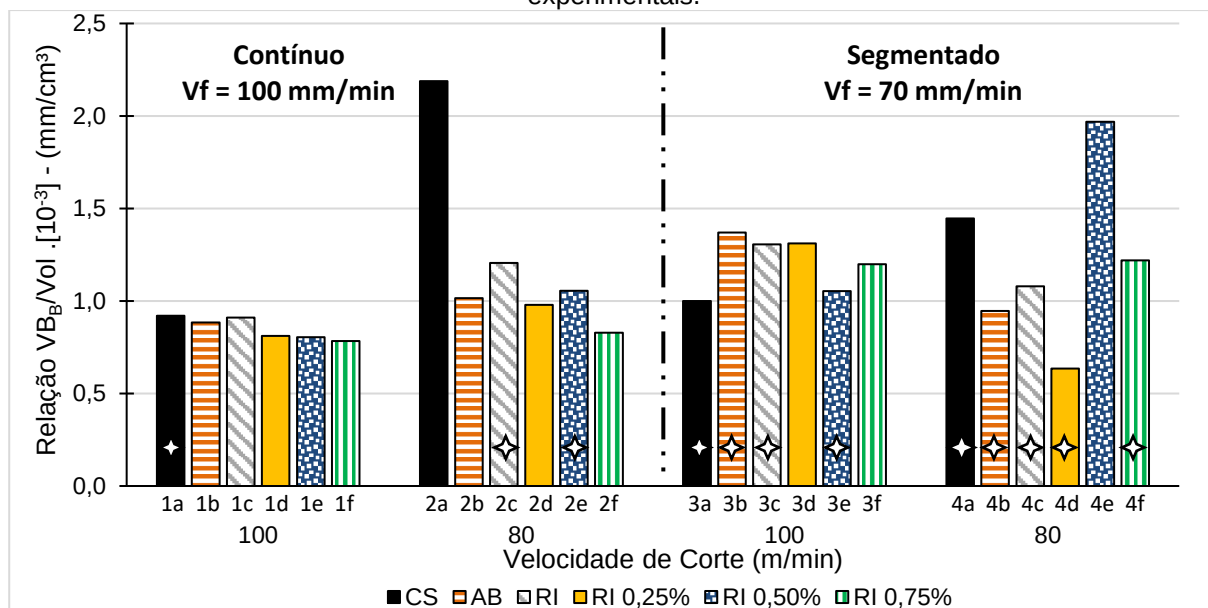
4.3.2. Análise das condições 3 e 4 – corte intermitente

No caso das condições de usinagem intermitente, a principal causa do fim de vida das ferramentas de corte foi a avaria da mesma, causada pela fratura ou lascamento antes de que algum tipo de desgaste atingisse o limite estabelecido pela norma ISO 3685. Esse comportamento prejudica a interpretação dos resultados para cada condição, visto que a análise completa da progressão do desgaste e dos mecanismos envolvidos se torna comprometida.

Considerando o que foi citado anteriormente, uma forma de avaliar, não o desgaste total da ferramenta, mas a velocidade de progressão do mesmo, é por meio

da relação entre o VB_B final (mm) e a quantidade total de material removido (cm^3) em cada condição, independentemente do fim de vida ter sido atingido por avaria ou pelo desgaste. O valor dessa relação $[VB_B/\text{Vol}]$ pode indicar uma condição de similaridade entre a progressão do desgaste da ferramenta tanto para os diferentes métodos de refrigeração analisados, assim como para os dois tipos de corpos de prova. Quanto maior o valor dessa relação, mais acelerado ocorre o processo de desgaste. Dessa forma, na Figura 121, são apresentados os valores dessa relação para todas as condições de usinagem testadas, incluindo as com usinagem contínua. Esse tipo de análise, até então, não foi encontrado em nenhum outro trabalho científico.

Figura 121 - Relação entre VB_B e Volume total de material removido para todas as condições experimentais.



Fonte: elaborada pelo autor.

Foram realizadas duas análises de Variância (ANOVA) com os dados apresentados na Figura 121. A primeira delas considerando a Relação VB_B/Vol e as Condições 1, 2, 3 e 4 e, a segunda, levando em conta a Relação “ VB_B/Vol versus Corpo de Prova (contínuo e segmentado)”. O Valor-P das condições analisadas foram de 0,293 e 0,313, respectivamente, e, como o nível de significância (α) adotado foi de 0,05, assume-se a hipótese nula, em que não existe diferença estatisticamente significativa entre os grupos analisados.

Apenas as condições 2a (CS) e 4e (RI 0,50 %) não seguiram o padrão de progressão do desgaste, apresentando-se como condições onde o desgaste ocorreu

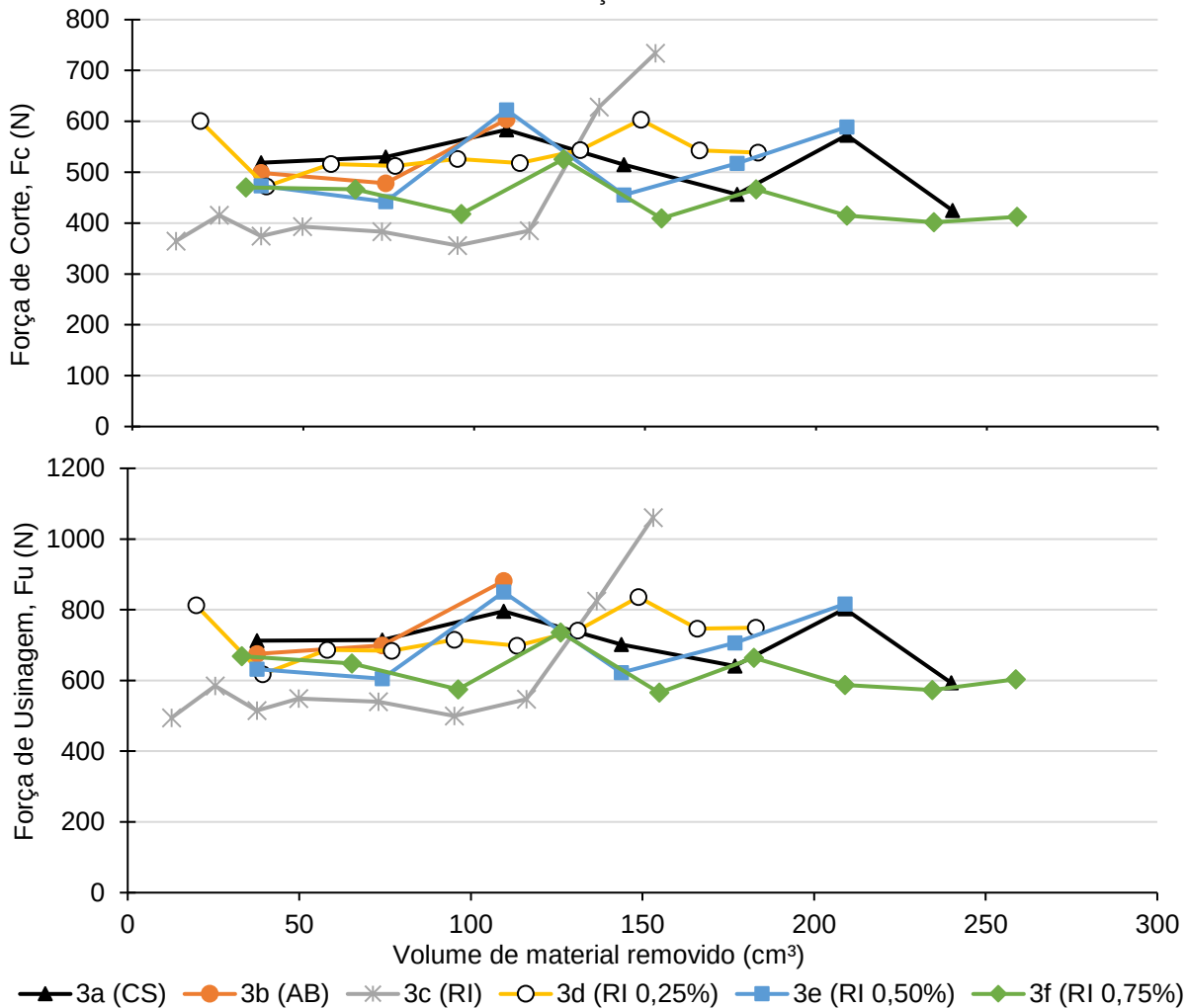
de forma mais acelerada. A condição 2a (CS), em seu grupo de ensaios (Condição 2), apresentou remoção de material 42 % menor que o método de referência (AB) e temperatura 15,2 % maior do que as obtidas nos ensaios com refrigeração interna, o que podem ser considerados como fatores que contribuíram para um desgaste acelerado. Na condição 4e (RI 0,50 %), esse comportamento não foi verificado, uma vez que a temperatura T1 reduziu 16,1 % e a quantidade de material removido foi 28,3 % maior do que a referência (AB).

Seguindo com as análises, na Figura 122 e Figura 123, são apresentados os esforços de corte e as temperaturas registradas durante os ensaios da Condição 3, com corpo de prova segmentado e velocidade de corte de 100 m/min. É importante frisar que, além da diferença na geometria do corpo de prova, a velocidade de avanço (V_f) neste caso é de 70 mm/min. Nas condições 1 e 2, com usinagem contínua, adotou-se $V_f = 100$ mm/min.

Observa-se variação entre alguns passes nos esforços de corte na condição 3a (CS) e 3e (RI 0,50 %), similar ao comportamento identificado nas condições com corpo de prova contínuo 1b (AB), 2b (AB) e 1f (RI 0,75 %). Além disso, também se destaca o aumento acentuado dos esforços de corte nos dois últimos passes da condição 3c (RI) e, considerando que a mesma fraturou, esse comportamento pode ter sido um indício de que a geometria da ferramenta já havia sido afetada de alguma forma.

Considerando a ANOVA com um fator “ F_c versus Método de Refrigeração”, tem-se que não existe diferença estatisticamente significativa entre os métodos de refrigeração da condição 3, conforme esperado. Entretanto, ao considerar a ANOVA “ T_1 versus Método de Refrigeração”, a mesma aponta que existe diferença estatisticamente significativa, confirmando a influência dos diferentes métodos de refrigeração na temperatura da ferramenta de corte. Mais além, por meio do método de Tukey, é possível identificar 3 comportamentos distintos sendo um deles o do método CS, outro do AB e, por fim, todos os métodos com RI agrupados, ou seja, sem diferenças significativas entre eles. Resultados desse tipo confirmam a diferença que o método de refrigeração interna possui com relação aos demais, porém levanta a possibilidade dos diferentes nanorefrigerantes, em condições específicas, não causarem diferenças na redução de temperatura da ferramenta.

Figura 122 - Força de Corte (Fc) e Força de Usinagem (Fu) para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.



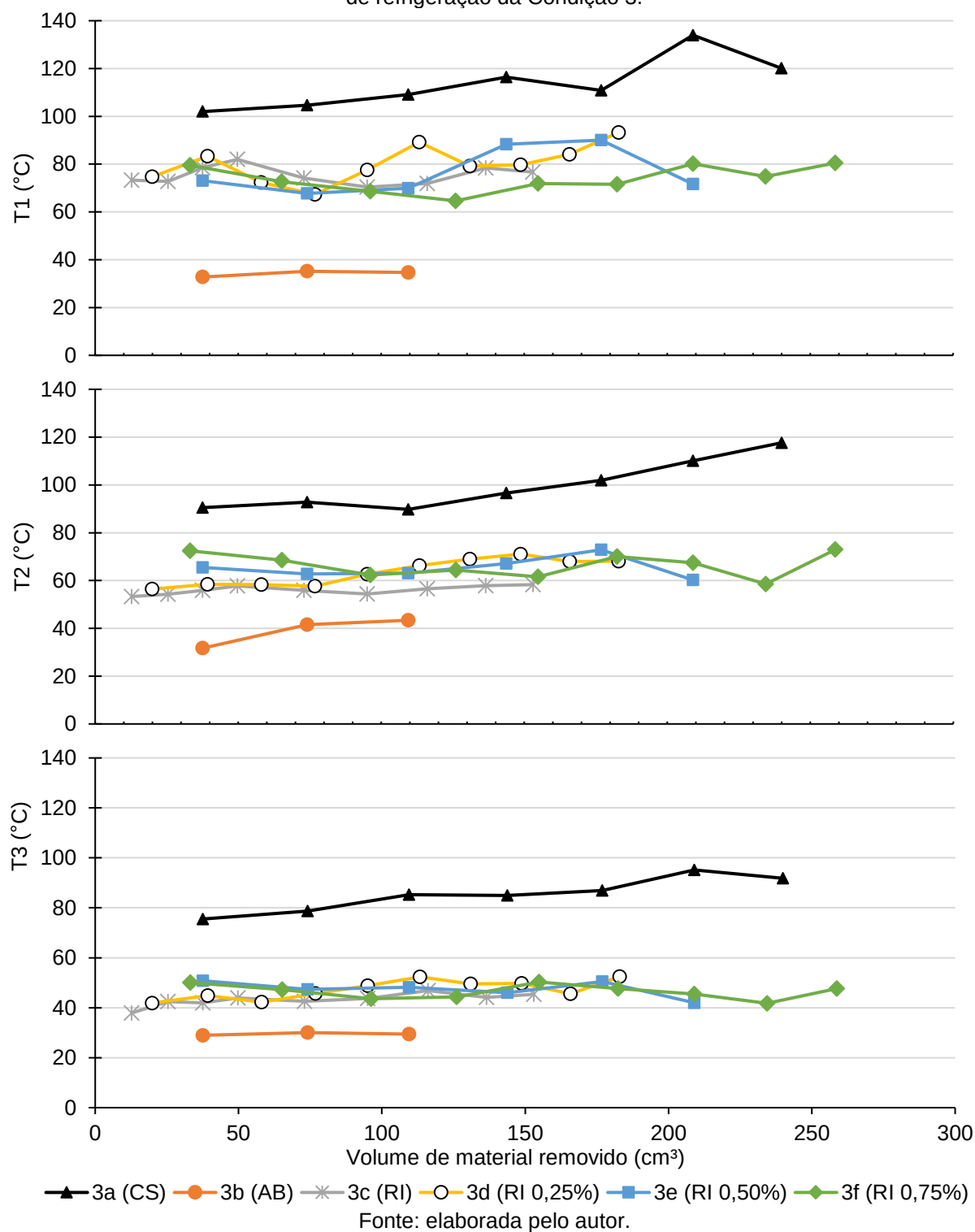
Fonte: elaborada pelo autor.

Levando em conta os resultados apresentados pela ANOVA e observando o comportamento das temperaturas T1, T2 e T3, ficam evidentes os 3 comportamentos distintos já mencionados de acordo com o método de refrigeração e que corroboram com diversas investigações já mencionadas, como Rozzi et al. (2011) e Chiou et al. (2007), por exemplo. Por se tratar de usinagem intermitente, os valores médios de esforços e temperaturas são referentes apenas ao período em que a ferramenta estava efetivamente removendo material.

Além disso, os resultados dialogam com os de Ingraci (2014), que realizou a usinagem em corpos de prova similares aos utilizados nessa pesquisa. O autor obteve reduções de até 30 % nas temperaturas próximas a ponta de corte ao comparar o método RI com o corte a seco (CS). Na presente pesquisa, as reduções obtidas nos

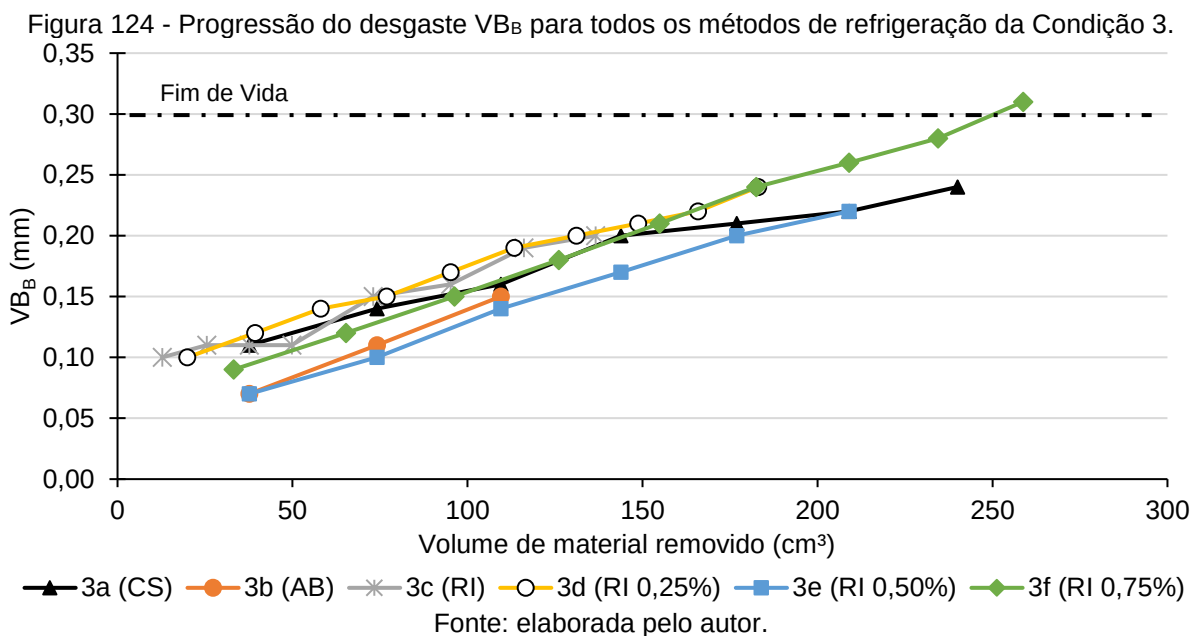
métodos com refrigeração interna 3c (RI), 3d (RI 0,25 %), 3e (RI 0,50 %) e 3f (RI 0,75 %) foram entre 29,7 % e 35,2 %, comparado com o método CS.

Figura 123 - Temperaturas (T1, T2 e T3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.



O comportamento da progressão do desgaste de flanco médio (VB_B) para todos os métodos de refrigeração pode ser observado na Figura 124. Visualmente, todas as ferramentas possuem uma evolução do VB_B similar, sendo que a diferença entre elas fica por causa da quantidade de material removido.

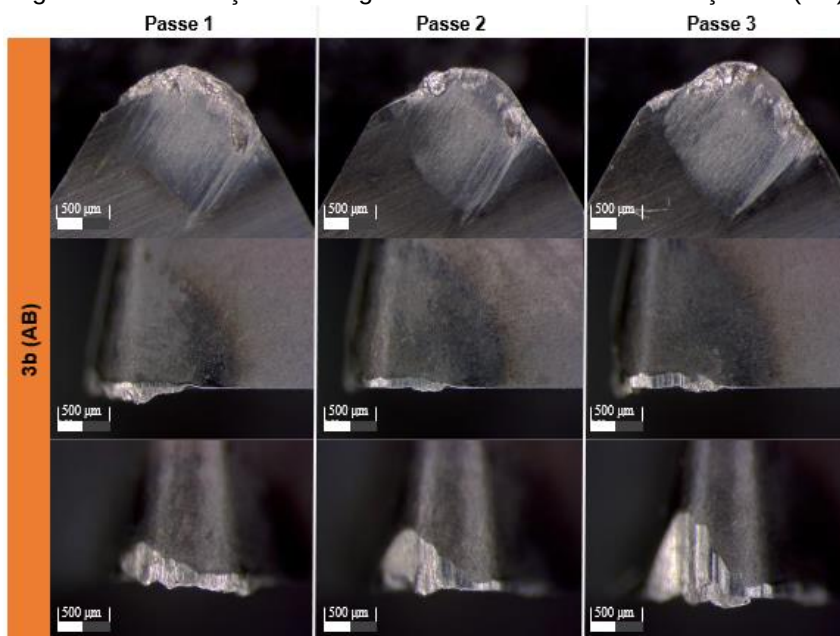
Sobre a vida das ferramentas, a condição 3b (AB) foi a que apresentou a menor de todas, atingindo o seu fim de vida no 3º passe e removendo $109,5 \text{ cm}^3$ de material. Por outro lado, na condição 3f (RI 0,75 %), em que não houve fratura da ferramenta, foram removidos $258,8 \text{ cm}^3$ de material, 80 % a mais do que a condição 3b (AB). Outra condição que não fraturou foi a 3d (RI 0,25 %), removendo 27,3 % a mais de material que o método de referência AB. Nesse caso, apesar da ferramenta não ter sofrido avaria, observa-se na Figura 124 que ela não atingiu 0,3 mm de VB_B . Isso ocorre, pois o fim de vida dela foi determinado ao atingir $VB_{B\text{MAX}} = 0,6 \text{ mm}$ em uma região entre ponta de corte e superfície de folga secundária.



Na Figura 125 é apresentada a ferramenta utilizada na condição 3b (AB). Nesse caso, conforme já mencionado, o ensaio foi interrompido após 3 passes, pois a ferramenta quebrou no início do 4º passe. O desgaste na ponta e superfície secundária de folga foram intensos a ponto de não ser possível diferenciar uma região da outra. Também se percebe que a aresta principal de corte sofreu um desgaste máximo de 0,15 mm e que esse apresentou uma progressão regular e em concordância com as demais condições experimentais. A causa do desgaste

mencionado pode estar relacionado ao processo de arrastamento do cavaco. Com isso, essa região se tornou susceptível ao desgaste, pelo processo de abrasão.

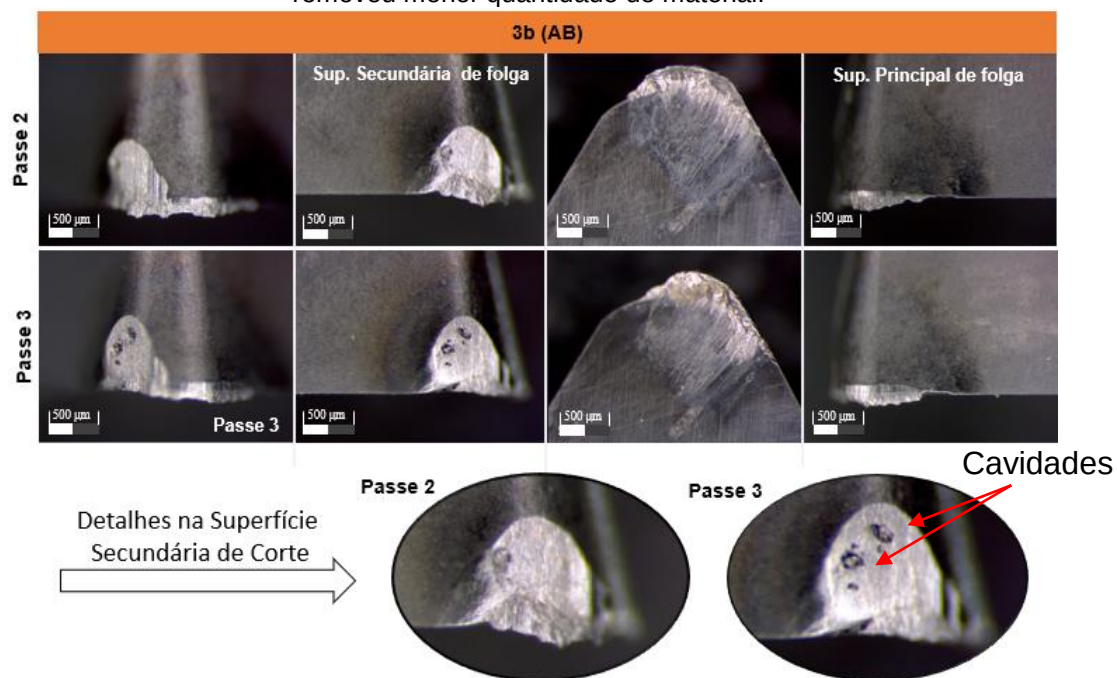
Figura 125 - Evolução do desgaste da ferramenta na condição 3b (AB).



Fonte: elaborada pelo autor.

Ainda sobre esta condição 3b (AB), em sua segunda repetição (com menor remoção de material), o fim de vida foi atingido pelo mesmo motivo. A progressão do desgaste é apresentada na Figura 126. Houve formação de APC e, novamente, se verifica a repetição do padrão de um VB_B reduzido na superfície principal de folga em comparação com o VB_B da superfície secundária de folga. Nesse caso, as imagens da superfície secundária também são apresentadas e, nelas, é possível observar que um mecanismo similar ao *attrition* pode ter ocorrido. Apesar de não apresentado, no passe seguinte, essas cavidades já não estavam mais presentes, evidenciando um efeito abrasivo intenso na região da superfície de folga secundária.

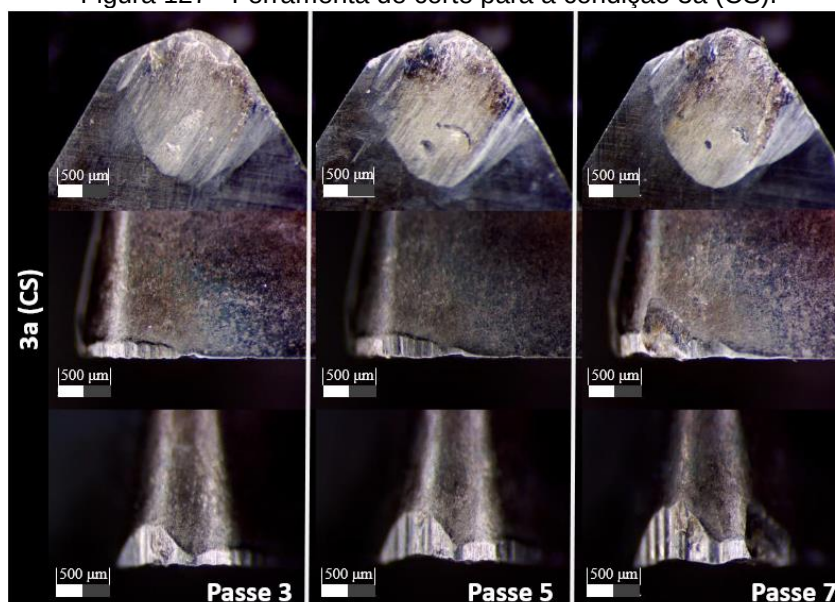
Figura 126 - Detalhe no desgaste da ferramenta de corte para da condição 3b (AB) na execução que removeu menor quantidade de material.



Fonte: elaborada pelo autor.

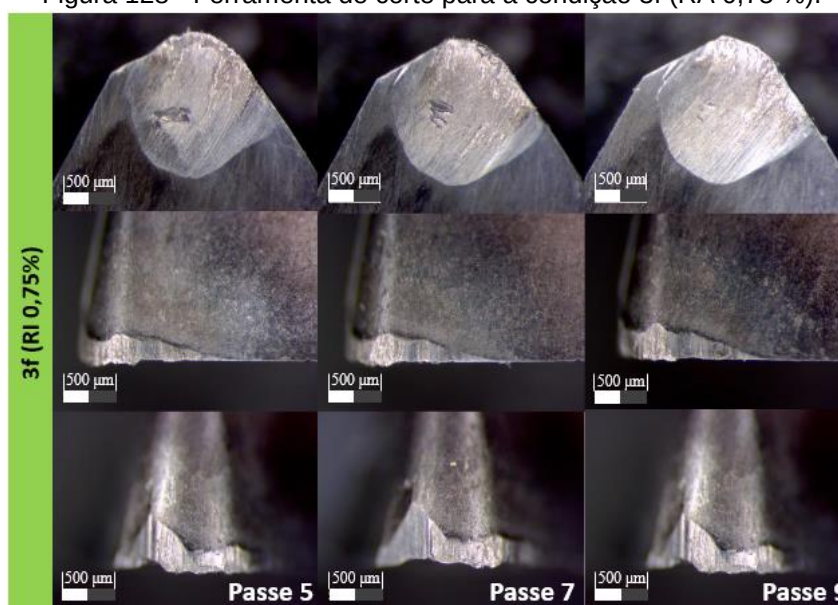
Ao considerar as ferramentas apresentadas na Figura 127 e Figura 128 das condições 3a (CS) e 3f (RI 0,75), respectivamente, pode-se perceber o desgaste da aresta secundária de corte. Nesses casos, assim como em todas as outras condições em que o método de RI foi aplicado, verifica-se uma remoção de material superior ao do método AB. Conforme já citado e também de acordo com Ingraci (2014), essa vantagem sobre o método AB deve-se, provavelmente, por uma redução da fadiga térmica a que foram submetidas, já que durante o trecho de corte as ferramentas aqueciam e, no percurso sem remoção de material, com o método AB, o fluido de corte as refrigerava de forma mais intensa.

Figura 127 - Ferramenta de corte para a condição 3a (CS).



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 128 - Ferramenta de corte para a condição 3f (RA 0,75 %).



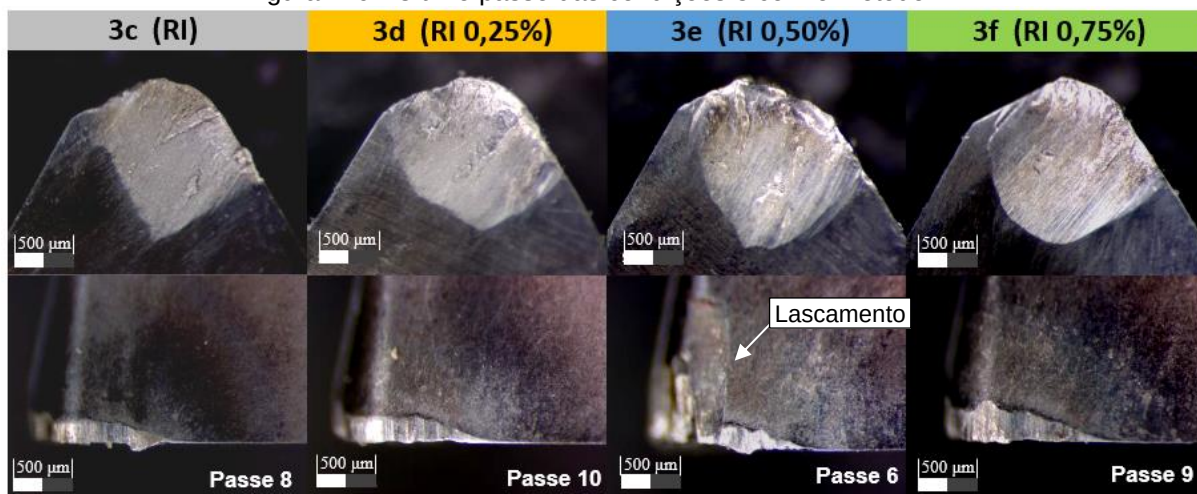
Fonte: elaborada pelo autor.

Além do desgaste intenso na condição AB, também pode ser observado na Figura 127 o aspecto de queima da superfície de saída e superfície principal de folga na condição CS, visto que nesse caso não existiam as ações lubrificante e/ou refrigerante proporcionadas pelo fluido de corte ou refrigeração interna. Este comportamento foi estudado por Bleicher et al. (2016), ao notar que nas condições com RI as áreas dessas regiões queimadas na ferramenta tendiam a se tornar menores com o aumento do fluxo do fluido que circulava internamente. Essas áreas

queimadas foram consideradas as regiões de entrada de calor e que sofriam influência devido às altas temperaturas. Sendo assim, pode-se concluir que, quanto melhor for a capacidade de refrigeração do sistema RI, menos afetadas serão as ferramentas de corte pelas altas temperaturas.

Na Figura 129 são apresentadas as superfícies de saída de todas as ferramentas de corte com RI ao final dos ensaios. Considerando que a quantidade de material removida aumentou com a elevação da fração mássica de nanopartículas, se observa uma intensidade maior do desgaste para as condições 3e (RI 0,50 %) e 3f (RI 0,75 %). Ainda assim, é importante ressaltar que apenas a ferramenta da condição 3f (RI 0,75 %) atingiu o seu fim de vida pela dimensão do desgaste. De forma geral, o aspecto da superfície de saída de todas as ferramentas é similar, concentrando as diferenças no desgaste dos flancos das superfícies de folga. Esses perfis podem ser verificados pela análise das superfícies de saída das ferramentas. Também se observa o lascamento da superfície principal de folga na condição 3e (RI 0,50 %), provavelmente devido esforços cíclicos característicos da usinagem intermitente.

Figura 129 - Último passe das condições 3 com o método RI.

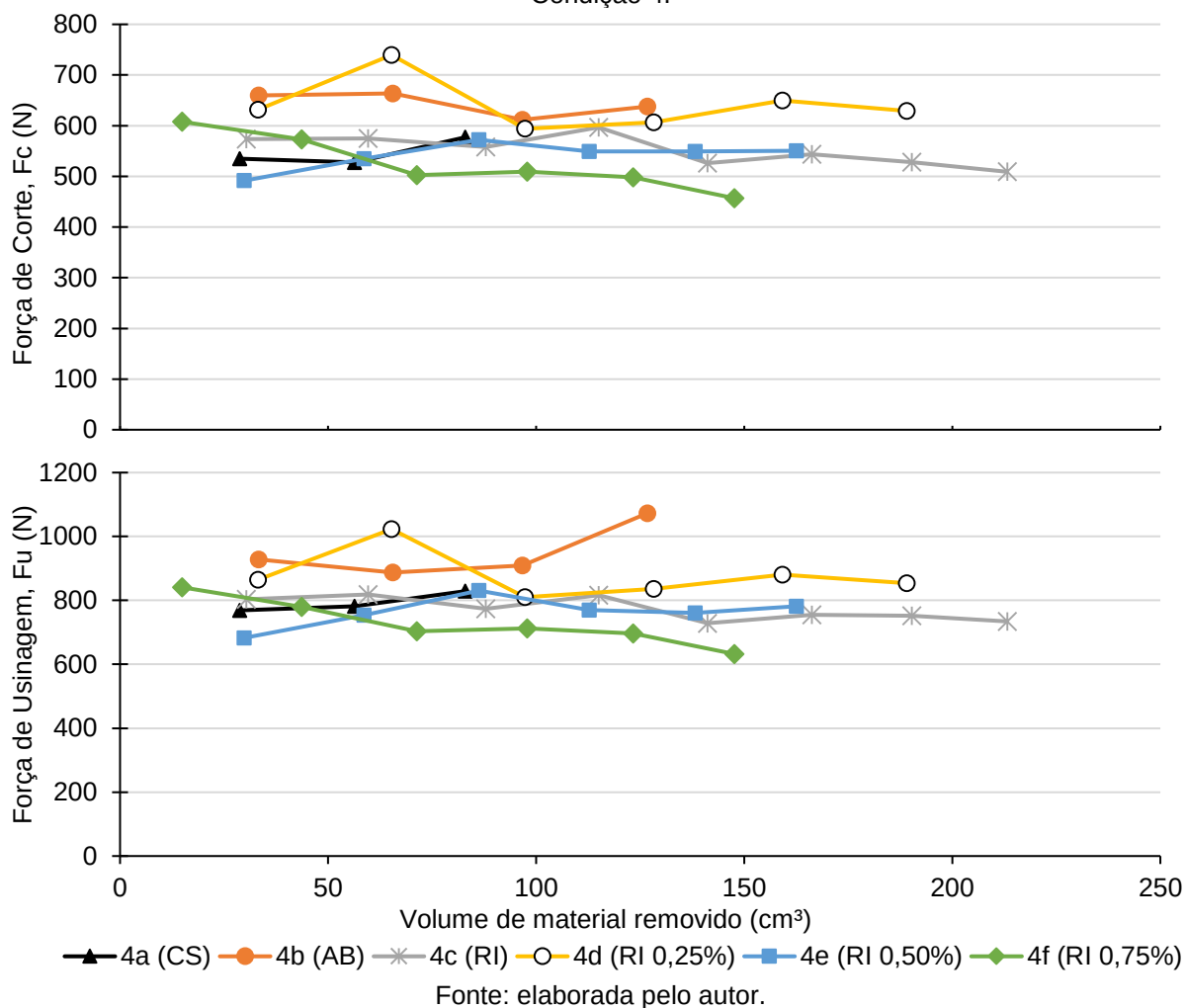


Fonte: elaborada pelo autor.

Para finalizar as análises, os esforços de corte e as temperaturas registradas para todos os métodos na condição 4 são apresentados na Figura 130 e Figura 131, respectivamente. O comportamento dos esforços não variou consideravelmente entre os métodos de refrigeração, porém, constata-se que as maiores médias foram na condição 4b (AB) e 4d (RI 0,25 %) e, os menores, na 4f (RI 0,75 %) com valores

médios de 643,3 N, 641,7 N e 524,6 N, respectivamente. Ao analisar as temperaturas, a diferença de comportamento, assim como nos ensaios de todas as outras condições, é perceptível através das figuras. Novamente, destacam-se três grupos distintos: método AB, Método CS e, por último, um grupo englobando todas as condições com refrigeração interna.

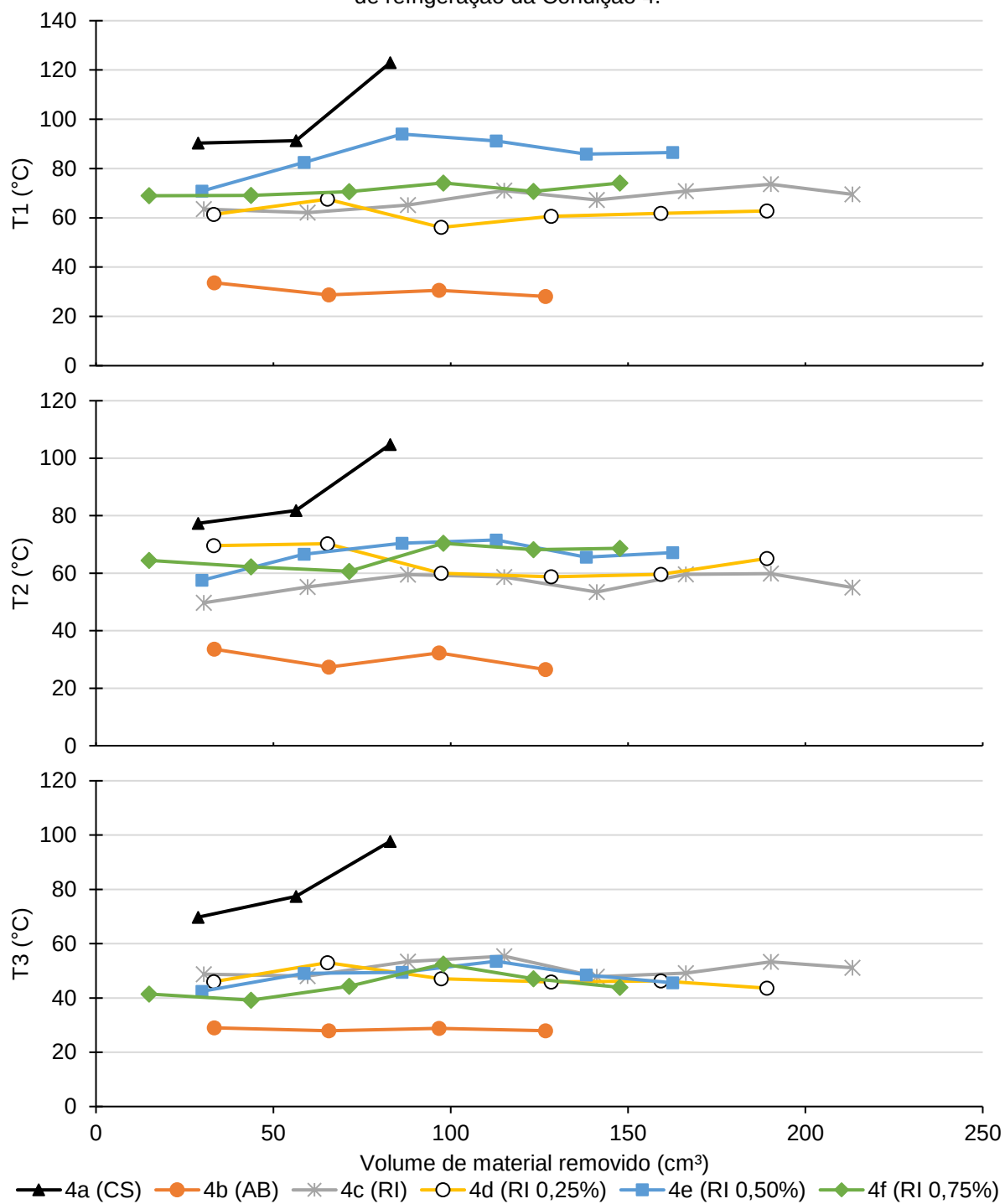
Figura 130 - Força de Corte (Fc) e Força de Usinagem (Fu) para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.



As análises de variância (ANOVA) de um fator indicaram que existe diferença estatisticamente significativa entre os métodos de refrigeração tanto considerando a Fc e Fu, quanto as temperaturas T1, T2 e T3. Além disso, o método de Tukey indicou diferentes agrupamentos, sendo que ao considerar a ANOVA “Fc versus Método”, todas as condições foram agrupadas em conjunto, com exceção da condição 4d (RI 0,25 %). Já, para a ANOVA “T1 versus Método”, quatro grupos foram identificados: 4a (CS); 4b (AB); 4e (RI 0,50 %) e, por fim, os demais métodos com RI. Dessa forma,

o que chama atenção para as próximas análises, são possíveis alterações no comportamento do desgaste das ferramentas para as condições 4d (RI 0,25 %) e 4e (RI 0,50 %).

Figura 131 - Temperaturas (T1, T2 e T3) registradas na ferramenta de corte para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.



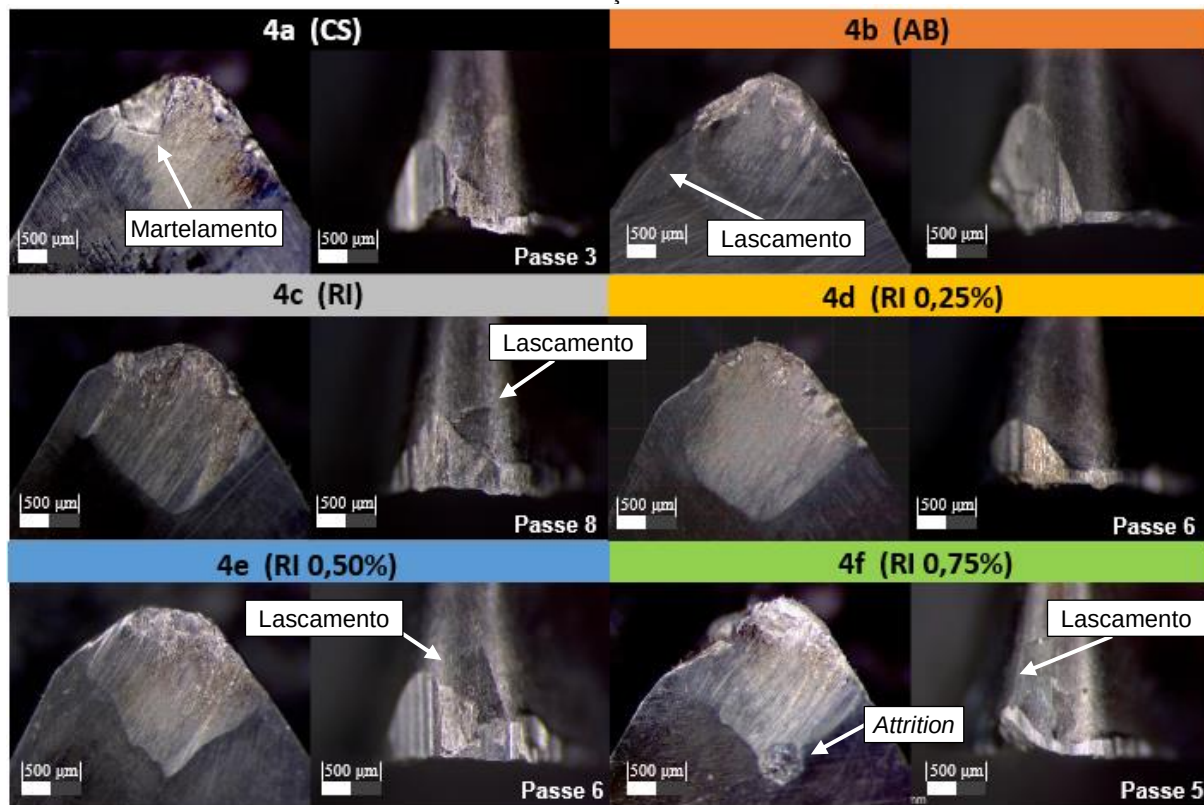
Fonte: elaborada pelo autor.

Observa-se que a condição 4a (CS), a única que removeu menos material que a referência AB (34,6 % a menos), suportou apenas 3 passes antes de sua ponta ser danificada por lascamento na superfície de saída. Esta também foi a condição que removeu menos material dentre todas as condições de usinagem (1, 2, 3 e 4). A força de corte apresentou um aumento de 9,4 % do Passe 2 para o Passe 3, provavelmente em decorrência da avaria que aconteceu na ponta e superfície de saída da ferramenta. A temperatura T1, como resposta a esse comportamento, aumentou em 34 %. No trabalho realizado por Ingraci (2014), também se verificou esse mesmo comportamento na usinagem intermitente, onde nos últimos passes de algumas condições, ocorreu aumento nos esforços e nas temperaturas registradas.

São apresentadas, na Figura 132, as ferramentas de corte ao final dos ensaios com cada um dos métodos estudados. Nota-se que a condição 4f (RI 0,75) apresentou o menor desgaste na ponta da ferramenta, enquanto que a condição 4b (AB) apresentou o mais severo. Observa-se também que as condições 4c (RI), 4d (RI 0,25 %) e 4e (RI 0,50 %) foram as que mais removeram material e as que mantiveram a ponta e a superfície de saída em melhores condições até o fim dos ensaios. Destaca-se que a condição 4e (RI 0,50 %) foi a única que chegou ao fim de vida pela dimensão do desgaste de flanco médio (VB_B). Salienta-se que em seu passe final também ocorreu o lascamento da ponta, porém considerou-se o desgaste VB_B como parâmetro de fim de vida. Em todos os casos é possível verificar um desgaste na aresta secundária de corte e, conseqüentemente, na superfície de folga secundária.

Ainda analisando as ferramentas da Figura 132, verifica-se a ocorrência de danos na superfície de saída na condição 4a (CS), devido ao martelamento do cavaco na mesma, assim como o efeito do *attrition* na condição 4f (RI 0,75 %). Em todas as condições foram indicados os danos que as ferramentas sofreram, sendo que a condição 4d (RI 0,25 %) não apresenta nenhuma indicação, pois ela fraturou logo no início do passe seguinte. Dessa forma, a imagem apresentada é de seu último passe antes da fratura.

Figura 132 - Condição das pontas no último passe para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.



Fonte: elaborada pelo autor.

Além das situações descritas, houve a presença de APC nas condições 4a (CS) e 4b (AB), principalmente. Na Figura 133 é apresentada a condição 4a (CS), já que essa foi a que apresentou o registro da APC com maior dimensão. Em todas as condições com refrigeração interna, em alguns momentos, identificou-se material aderido à ponta de corte, porém não tão expressivas como nesse caso apresentado.

Figura 133 - Formação de APC na condição 4a (CS).



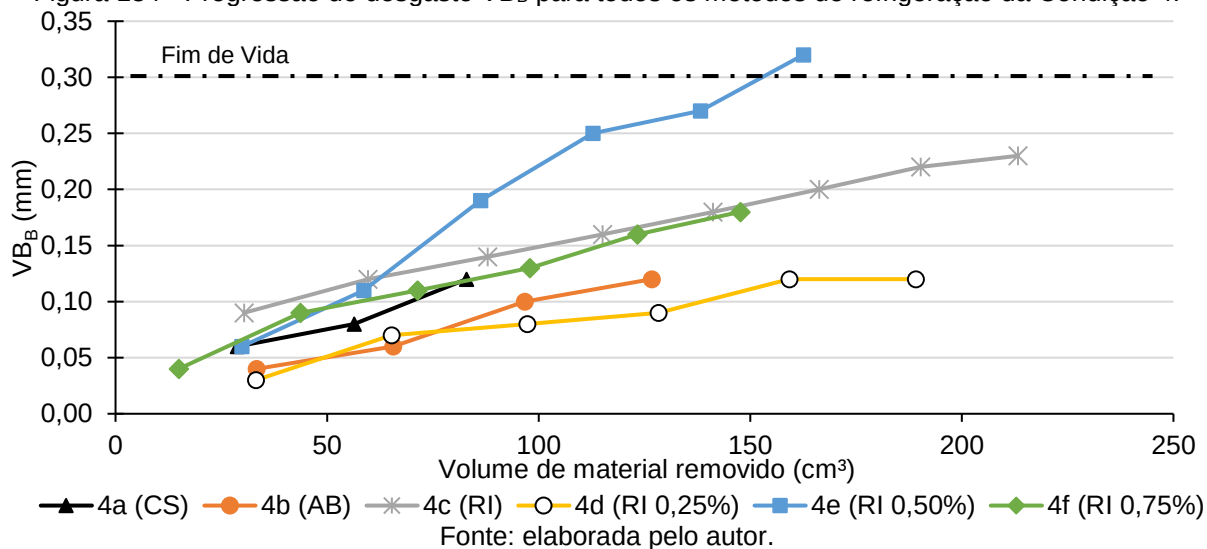
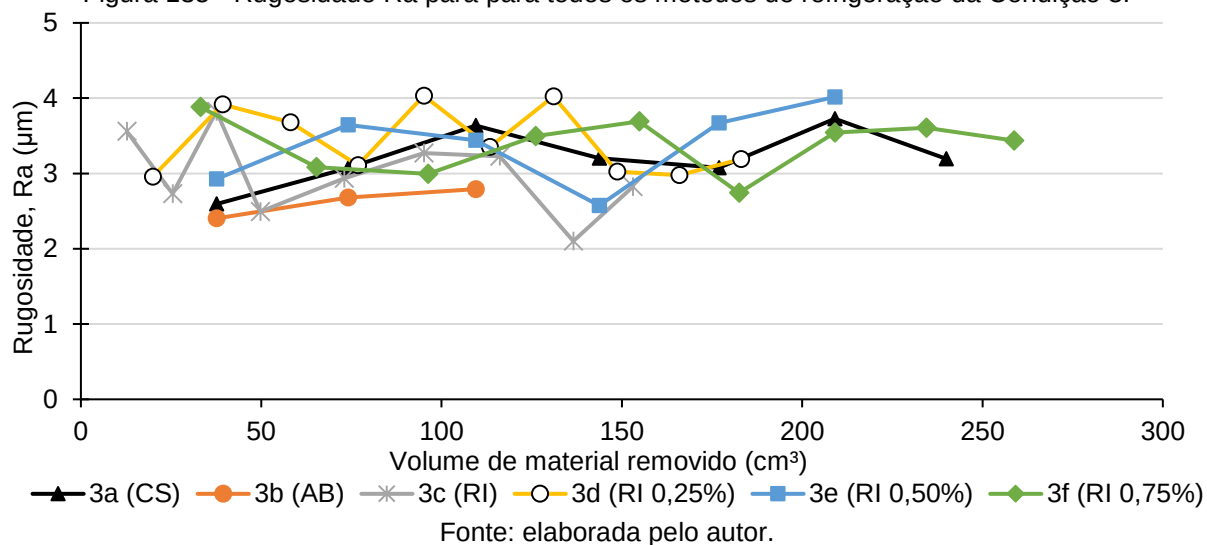
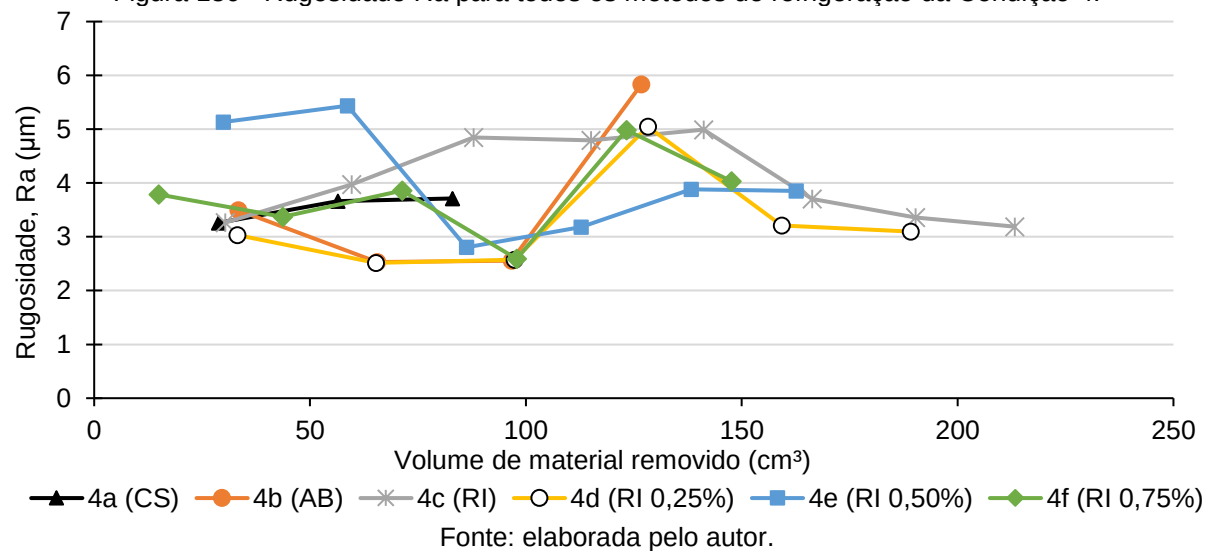
Fonte: elaborada pelo autor.

Ao analisar os dados relacionados à progressão do desgaste de flanco médio (VB_B) das ferramentas de corte, nota-se, conforme já mencionado, que apenas a condição 4e (RI 0,50 %) atingiu o fim de vida pela dimensão desse desgaste. Todas

as outras se deram pela avaria da ferramenta. Além disso, percebem-se comportamentos diferentes entre a condição já citada, 4e (RI 0,50 %), e a condição 4d (RI 0,25 %). No caso da primeira, a progressão se deu de forma mais acelerada e, para a segunda, mais lenta. Ressalta-se que essas condições citadas são as que também se diferenciaram por meio do método de Tukey.

Na busca por explicações relacionadas a essa diferença de comportamento entre as duas condições com refrigeração interna (4d e 4e), verifica-se que a relação VB_B/Vol , apresentada na Figura 121, foi de $1,97 \cdot 10^{-3} \text{ mm/cm}^3$ para a condição 4e (RI 0,50 %) e $0,55 \cdot 10^{-3} \text{ mm/cm}^3$ para a condição 4d (RI 0,25 %), representando um valor 3,58 vezes menor. Como único indício que pode ser verificado pelos dados registrados, tem-se que a temperatura média T1 para a condição 4e (RI 0,50), com o desgaste mais acelerado, foi 24,9 % maior que a temperatura média T1 para a condição 4d (RI 0,25 %). Essa diferença de temperatura pode explicar o comportamento verificado, considerando o papel que a temperatura da ferramenta possui no desgaste e, no caso do corte intermitente, nas tensões térmicas existentes na ferramenta.

Ao analisar o comportamento da rugosidade (R_a) tanto para os ensaios da Condição 3 quanto da Condição 4, que são apresentados na Figura 135 e Figura 136, respectivamente, nota-se a ausência de um padrão, mas que em média, não variam entre si. Esse comportamento concorda com o identificado por Murakawa e Jin (2003) e Ingraci (2014), além de ser confirmado através da ANOVA que, para ambos os casos, não identificou diferença estatisticamente significativa entre os métodos de refrigeração. Os valores oscilam a cada passe e até o aumento esperado da rugosidade, com a evolução do desgaste da ferramenta, não é percebido em alguns casos. Essas variações podem ser atribuídas à condição de corte intermitente, às dilatações térmicas da ferramenta e à dinâmica dos mecanismos de desgaste.

Figura 134 - Progressão do desgaste VB_B para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.Figura 135 - Rugosidade R_a para todos os métodos de refrigeração da Condição 3.Figura 136 - Rugosidade R_a para todos os métodos de refrigeração da Condição 4.

Com isso, as análises relacionadas às condições de usinagem se encerram, restando uma avaliação sobre o comportamento da interação entre o fluido que circulava internamente e a interface de prata, conforme será apresentado no subcapítulo seguinte.

4.3.3. Geração de calor e coeficiente de transferência de calor (h) para os ensaios no Torno CNC

A estimativa do calor gerado e direcionado para a ferramenta de corte foi realizada de acordo com o método apresentado no subcapítulo “2.1.2 Estimativa da geração de calor na usinagem de metais”. Também se considerou que o calor gerado na zona secundária de corte representa 20 % do calor gerado na zona principal de corte, em acordo com o proposto por Tay et al. (1974) e Trent (2000). Por fim, em consonância com o identificado por diversos autores (FLEISCHER et al., 2007; PRADEEPKUMAR et al., 2015; TAKEUCHI et al., 1982), considerou-se que 10 % de todo o calor gerado no processo de usinagem se direciona para a ferramenta de corte.

Além disso, o trabalho de Quan e Mai (2015) foi utilizado para estimar a parcela da energia que seria direcionada da ferramenta de corte para a Interface de Prata I. O valor definido foi de 35 %, conforme já apresentado no subcapítulo “3.7.4”.

Os resultados para cada condição, considerando tanto o método de Sata e Takeuchi (1981), quanto o de Shaw (2005), são apresentados na Tabela 21. Verifica-se que, entre os dois métodos, as variações chegam a 39,9 %. Essas diferenças se devem ao fato de que os cálculos propostos por Shaw (2005) levam em conta os valores das forças de corte (F_c) registradas durante os ensaios. Já o método de Sata e Takeuchi (1981) considera apenas os parâmetros de corte e, por meio de alguns fatores, as características do material usinado e ferramenta de corte.

Tabela 21 - Valores estimados da quantidade de calor $Q_F(w)$ direcionada à ferramenta de corte considerando dois métodos (Shaw, 2005; Sata e Takeuchi, 1981) e a diferença entre eles.

	a (CS)		b (AB)		c (RI)		d (RI 0,25 %)		e (RI 0,50 %)		f (RI 0,75 %)	
	Shaw	S&T	Shaw	S&T	Shaw	S&T	Shaw	S&T	Shaw	S&T	Shaw	S&T
Cond. 1	46,1	40,3	43,3	40,3	46,2	40,3	39,0	40,3	47,0	40,3	45,7	40,3
	12,6 %		6,9 %		12,7 %		-3,4 %		14,2 %		11,8 %	
Cond. 2	49,7	32,3	31,3	32,3	44,1	32,3	33,8	32,3	35,7	32,3	34,0	32,3
	35,1 %		-3,2 %		26,8 %		4,6 %		9,6 %		5,1 %	
Cond. 3	36,0	39,5	36,9	39,5	31,4	39,5	37,6	39,5	36,2	39,5	31,0	39,5
	-9,7 %		-7,1 %		-26,0 %		-5,0 %		-9,3 %		-27,5 %	
Cond. 4	30,6	31,6	36,0	31,6	30,9	31,6	35,9	31,6	30,3	31,6	29,4	31,6
	-3,3 %		12,2 %		-2,4 %		12,0 %		-4,3 %		-7,6 %	

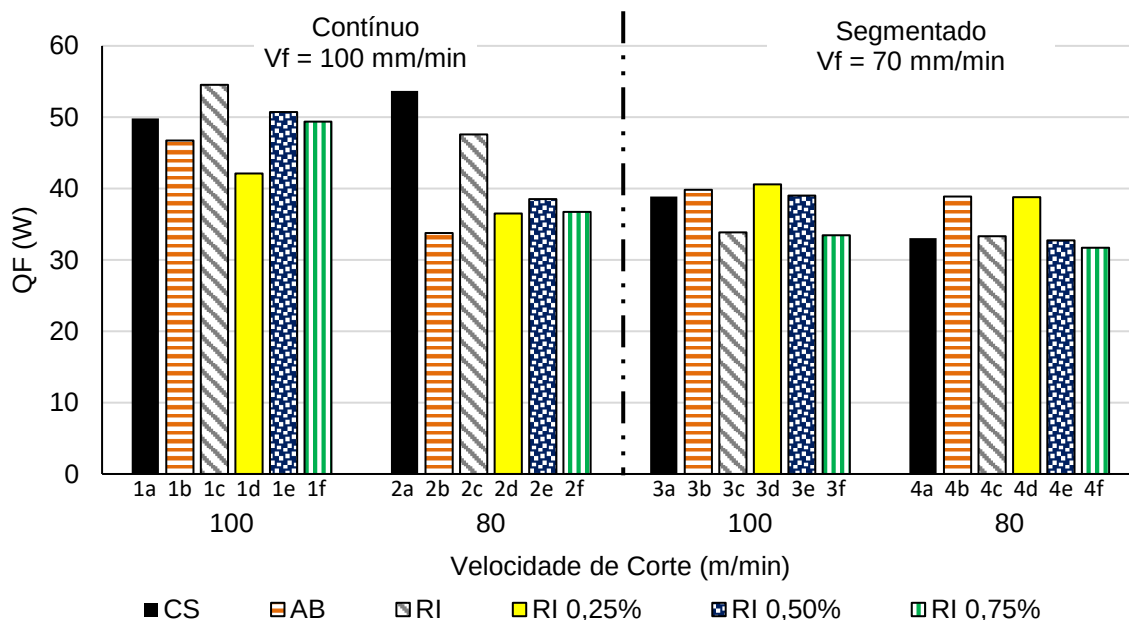
Shaw. – Valor estimado através dos cálculos propostos por Shaw (2005) e adotado para essa pesquisa.

S&T – Valor estimado pelo método proposto por Sata e Takeuchi (1981) para fins de comparação.

Fonte: elaborada pelo autor.

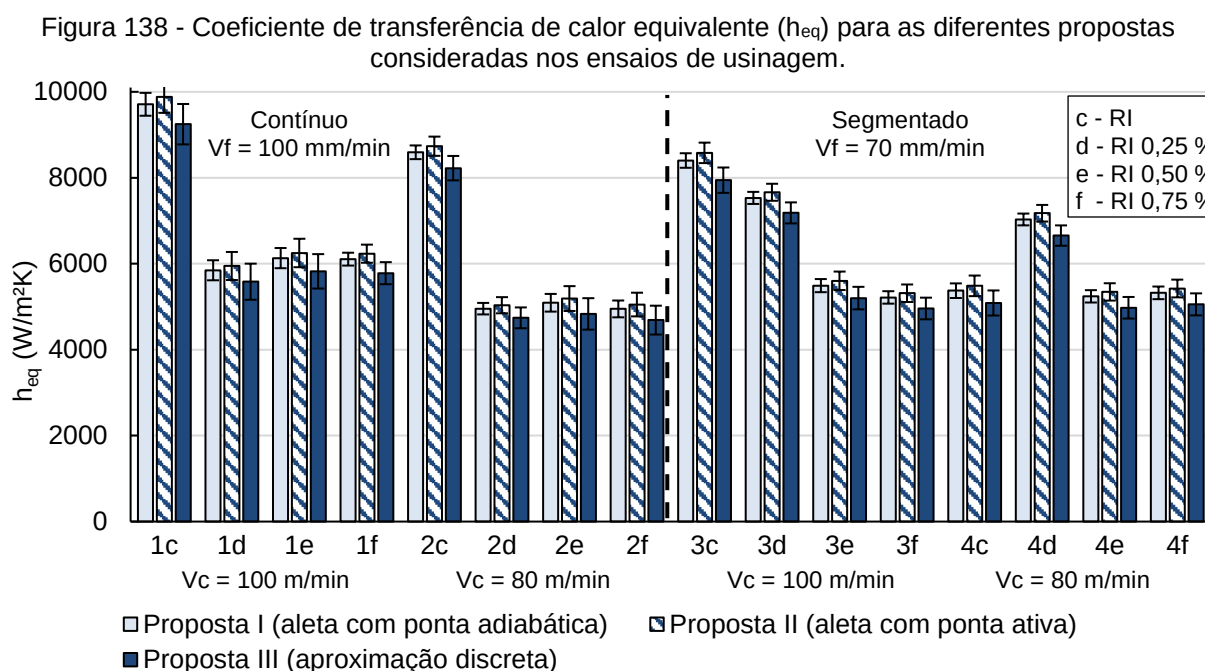
Os valores da quantidade de calor direcionada para a ferramenta calculados pelo método de Shaw (2005) foram utilizados no cálculo dos coeficientes de transferência de calor equivalente (h_{eq}), já que esse método considera a F_c registrada durante os experimentos. Por esse motivo, os resultados são apresentados na Figura 137, para uma melhor interpretação. Verifica-se que a Condição 1 apresenta os maiores valores e, as Condições 2, 3 e 4 possuem valores médios semelhantes. Estes resultados serão considerados para a estimativa do valor do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}).

Figura 137 - Calor (Q_F) direcionado para a ferramenta de corte.



Fonte: do autor.

Os valores dos coeficientes de transferência de calor equivalente (h_{eq}) calculados pelas três propostas (I, II e III), detalhadas no subcapítulo 3.7.4, são disponibilizados na Figura 138. Observa-se que, assim como na análise do h_{eq} da Câmara de Aquecimento, as três propostas possuem resultados similares e as variações entre elas, para cada condição experimental, ficaram entre 5,8 % e 7,4 %.

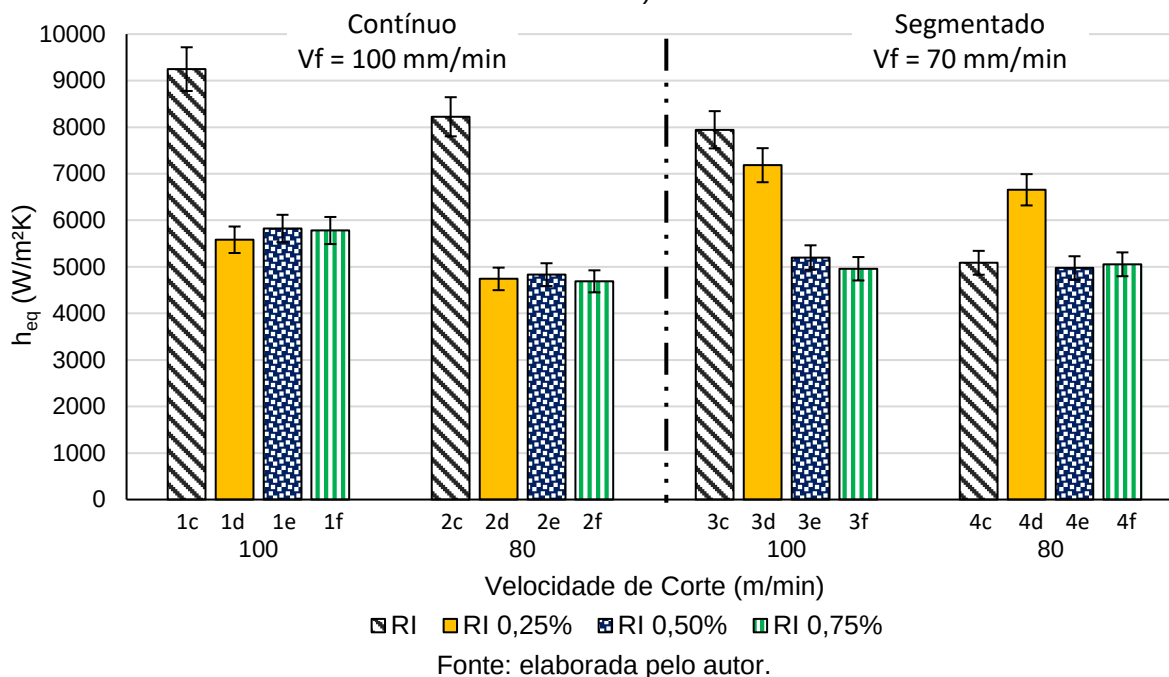


Fonte: elaborada pelo autor.

Considerando a pequena oscilação entre as propostas, a Proposta III (aproximação discreta) foi definida para realização das discussões, assim como nas análises do h_{eq} para a Câmara de Aquecimento, sendo seus resultados apresentados na Figura 139. Observa-se que nas Condições 1, 2 e 3, os valores do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para o método RI foram, em média, 38,1 %, 42,2 % e 27,2 % mais elevados do que as condições com nanorefrigerantes. Já a condição 4d (RI 0,25 %) se mostrou 30 % maior que os demais métodos de refrigeração da Condição 4. Observa-se que a condição 3d (RI 0,25 %) apresentou h_{eq} elevado, apenas 9,6 % inferior à condição 3c (RI), reafirmando um bom desempenho do nanorefrigerante com 0,25 % de fração mássica nas condições de corte intermitente. Uma possível explicação para esse desempenho podem ser os choques nos momentos de entrada da ferramenta de corte e que acabavam por evitar

ou dificultar a deposição de nanopartículas de alumina na Interface de Prata I. Para as maiores concentrações, esse comportamento já não surtia efeito.

Figura 139 - Coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) para a Proposta III (aproximação discreta).



Quanto às maiores diferenças nos valores do h_{eq} , considerando o método RI como referência, tem-se que foi de 39,6 % para a condição 1d (RI 0,25), 41,2 % para a condição 2e (RI 0,50 %) e 37,6 % para a condição 3d (RI 0,25 %). No caso da Condição 4, conforme já mencionado, a condição de maior valor foi a 4d (RI 0,25 %), superando em 30,8 % o método RI. Essas porcentagens representam uma grande diferença na estimativa do h_{eq} e a principal influência pode ser atribuída à diferença das temperaturas T_4 e T_5 registradas na Interface de Prata I, conforme já demonstradas na Figura 71.

Esses resultados corroboram com os obtidos nos ensaios com a Câmara de Aquecimento, onde os maiores valores foram para o nanorefrigerante com 0,25 % de fração mássica. Sendo assim, baixas concentrações de nanofluidos podem favorecer a transferência de calor em condições intermitentes de aquecimento e que maiores concentrações podem desfavorecer esse processo em decorrência de sua deposição e formação de uma resistência térmica, assim como afirmam Naphon e Thongjirong (2014). Além desses autores, Bang e Chang (2005) e Yang e Liu (2011) ainda

apontam o processo de deposição de nanopartículas como a principal causa da deterioração do coeficiente de transferência de calor (h).

Em contrapartida, ao considerar a quantidade de material removido durante o processo de usinagem, a vida da ferramenta foi maior para as condições 1f (RI 0,75 %), 2f (RI 0,75 %), 3f (RI 0,75 %) e 4c (RI), sendo que nenhuma delas apresentou o maior valor do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}). Ao contrário do esperado, as condições com RI foram as que menos removeram material, com exceção da condição 4c (RI). Ainda assim, trata-se de uma estimativa do coeficiente de transferência de calor que considera apenas as temperaturas registradas na interface de prata, desconsiderando a distribuição de temperaturas na ferramenta de corte. Também deve ser considerado que as quantidades de calor direcionadas à Interface de Prata I embasaram-se na literatura e podem não representar fielmente a realidade dos ensaios. Além disso, considerou-se a hipótese de que os valores da quantidade de calor direcionada à ferramenta de corte eram constantes ao longo de todo o experimento, entretanto esse valor poderia variar ao durante os testes, considerando se tratar uma associação de resistências térmicas.

Com todo o exposto anteriormente, este capítulo teve como propósito apresentar os resultados desta pesquisa de doutorado. Dissertou-se sobre a caracterização dos nanofluidos, a aplicação do efeito Eletrohidrodinâmico (EHD), a estimativa do coeficiente de transferência de calor (h_{eq}) na Câmara de Aquecimento, o desempenho do porta-ferramentas refrigerado internamente e, por fim, os resultados envolvendo a estimativa do coeficiente de transferência de calor (h_{eq}) no processo de usinagem.

CAPÍTULO V

Conclusões

Ao tratar da caracterização dos nanorefrigerantes, observa-se que sua estabilidade foi satisfatória. Eles se mantiveram estáveis, sem decantação. Entretanto, apesar de suficiente para os ensaios, notou-se que a partir de 48 horas, houve decantação em todas as frações mássicas analisadas.

Sobre a variação da viscosidade, os nanorefrigerantes se comportaram de acordo com o que se esperava, resultando em incrementos de até 44 %, 51 % e 64 % para as concentrações de 0,25 %, 0,5 % e 0,75 %, respectivamente, quando comparado com o fluido base. Além disso, ao variar a temperatura de 15 °C para 20 °C, os valores da viscosidade reduziram, conforme previsto.

Quanto à condutividade térmica, os resultados não foram conclusivos, visto que pelas características termofísicas do nanorefrigerante, apenas o fluido base, R141b puro, e o nanorefrigerante com 0,25 % de fração mássica puderam ser mensurados. Ainda assim, com a adição de nanopartículas (0,25 %), houve um aumento de 44 % na condutividade térmica do nanorefrigerante, corroborando com a tendência de crescimento dos modelos teóricos estudados.

Ao analisar o desempenho dos nanorefrigerantes na Câmara de Aquecimento, dentre as sete condições comparadas com o fluido base, três se mostraram com capacidade de incrementar o coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}), resultando em um possível aumento da vida da ferramenta de corte utilizada no porta-ferramentas.

Considerando o fluido base R141b como referência, um aumento de 4 % no valor do h_{eq} foi apresentado pelo nanorefrigerante com fração mássica de 0,25 %. As outras duas concentrações de nanorefrigerantes (0,50 % e 0,75 %) foram 6 % e 14 % menores que a referência, respectivamente. Já a aplicação do efeito EHD, ao comparar o mesmo fluido com e sem o efeito EHD, resultou em incrementos de 12 %, 19 %, 1 % e 9 % nos valores do h_{eq} para as condições com frações mássicas de 0,00 %, 0,25 %, 0,50 % e 0,75 %, respectivamente.

Os ensaios práticos de usinagem mostraram que o método com refrigeração interna é uma opção viável, a fim de diminuir ou eliminar a utilização de fluido de corte.

No caso da usinagem contínua, a circulação interna de fluido refrigerante reduziu a temperatura da ferramenta de corte entre 9,6 % e 24,9 %, resultando em maiores vidas. As condições com os nanorefrigerantes de maior fração mássica (RI 0,75 %) removeram entre 12,8 % e 39,1 % mais material do que o método com fluido de corte (AB).

No corte intermitente, houve a avaria da ferramenta em 9 das 12 condições testadas, devido aos ciclos térmicos a que estavam sujeitas. Ainda assim, novamente, todas as condições com refrigeração interna se mostraram mais eficientes do que o CS e o método AB, com incrementos entre 6,5 % e 80 % na quantidade de material removido. Já as temperaturas, comparadas ao método CS, reduziram entre 16,1 % e 37,1 %.

Os resultados referentes à rugosidade superficial (R_a), tanto para o corte contínuo, quanto para o intermitente, não possibilitaram uma conclusão sobre as influências dos diferentes tipos de refrigeração. Isso se deve, principalmente, ao dinamismo do desgaste avarias da ferramenta, que gerou grandes oscilações nos valores de R_a .

Por fim, quanto à estimativa do coeficiente de transferência de calor equivalente (h_{eq}) no torneamento, os resultados corroboraram com os obtidos nos ensaios da Câmara de Aquecimento. De forma geral, as condições com o fluido refrigerante puro se mostraram mais eficientes do que as condições com nanorefrigerantes e apenas o nanorefrigerante com menor fração mássica (RI 0,25 %) apresentou, em algumas condições, vantagens com relação aos demais métodos de refrigeração interna.

Sugestões de trabalhos futuros

Como sugestões de trabalhos futuros, seguindo ainda com a aplicação do porta-ferramentas refrigerado internamente:

- Construção do porta-ferramentas refrigerado internamente a partir de modelos comercialmente disponíveis, a fim de agilizar o processo de desenvolvimento e ensaios do mesmo;
- Desenvolvimento de um sistema compacto, dentro do porta-ferramentas, para aplicação do efeito eletrohidrodinâmico (EHD) na realização dos ensaios práticos;

- Realização de ensaios com ferramentas de corte com quebra-cavacos para evitar os problemas decorrentes do cavaco contínuo;
- Realização de ensaios combinando Refrigeração Interna com ferramentas de corte texturizadas;
- Aplicação de diferentes geometrias da Interface de Prata e busca por materiais para substituir a prata. Materiais compósitos, como nanotubos de carbono ou grafeno seriam indicados, devido a suas elevadas condutividades térmicas.
- Alteração do fluido refrigerante R141b, adequando-se às mudanças definidas no acordo de Montreal.
- Realização de análise fluidodinâmica computacional (CFD), a fim de compreender formas de otimizar a taxa de transferência de calor no sistema, considerando variações no tipo, fluxo e no sentido de deslocamento dos fluidos estudados.
- Realização de análises do aspecto visual das ferramentas de corte, com relação à dimensão das áreas queimadas, assim como fez Bleicher et al. (2016).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-AAL, H. A.; NOUARI, M.; EL MANSORI, M. Tribo-energetic correlation of tool thermal properties to wear of WC-Co inserts in high speed dry machining of aeronautical grade titanium alloys. **Wear**, v. 266, p. 432-443, 2009.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, p. 782-800, 2006.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. Aslam. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 7-8, p. 782-800, 2006.

ALAWI, O. A.; SALIH J. M.; MALLAH, A. R. Thermo-physical properties effectiveness on the coefficient of performance of Al₂O₃/R141b nano-refrigerant. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, v. 103, p. 54-61, 2019.

ALBERNAZ, V. L. **Síntese verde de nanopartículas de prata com extrato aquoso de folhas de Brosimum gaudichaudii, caracterização fisicoquímica, morfológica e suas aplicações no desenvolvimento de um nanobiossensor eletroquímico**. Dissertação (Mestrado em Nanociência e Nanobiotecnologia) - Universidade de Brasília, Instituto de Ciências Biológicas. Brasília, 2014.

ALBERTAZZI, A. G. J.; SOUSA, A. R. **Fundamentos de metrologia científica e industrial**. 1. ed. Sao Paulo: Editora Manole, 2008.

ALLEN, P. H. G.; KARAYIANNIS, T. G. Electrohydrodynamic enhancement of heat transfer and fluid flow. **Heat Recovery Systems and CHP**, v. 15, n. 5, p. 389-423, 1995.

AL-ODAT, M. Q. Numerical analysis of cutting tool temperature in dry machining processes with embedded *heatpipe*. **Engineering Computations**, v. 27, p. 658-673, 2010.

ASADZADEH, F.; ESFAHANY, M. N. ETESAMI, N. Natural convective heat transfer of Fe₃O₄/ethylene glycol nanofluid in electric field. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 62, p. 114–119, 2011.

BANG, I. C.; CHANG, S. H. Boiling heat transfer performance and phenomena of Al₂O₃–water nano-fluids from a plain surface in a pool. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 48, n. 12, p. 2407-2419, 2005.

BARTZ, W. J. Ecological and environmental aspects of cutting fluids. **Tribology & Lubrication Technology**, v. 57, n. 3, p. 13, 2001.

BATCHELOR, G. K. The effect of Brownian motion on the bulk stress in a suspension of spherical particles. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 83, n. 01, p. 97-117, 1977.

BHATIA, S. M.; PANDEY, P. C.; SHAN, H. S. Thermal cracking of carbide tools during intermittent cutting. **Wear**, v. 51, n. 2, p. 201-211, 1978.

BILLATOS, S. B. **Apparatus for environmentally safe cooling of cutting tools**. U.S. Patent n. 5,799,553, 1 set. 1998.

BLEICHER, F.; BRIER, J.; SILLER, A. Simultaneous machining of a material combination with an internally and externally cooled cutting insert. **Procedia CIRP**, v. 46, p. 15-18, 2016.

BLEICHER, F.; REITER, M. Wear reduction on cutting inserts by additional internal cooling of the cutting edge. **Procedia Manufacturing**, v. 21, p. 518-524, 2018.

BOOTHROYD G.; KNIGHT W. A. **Fundamentals of Machining and Machine Tools**, 3rd ed, CRC Taylor & Francis, 2005.

BOUZAKIS, K.; MICHAILIDIS, N.; SKORDARIS, G.; BOUZAKIS, E.; BIERMANN, D.; M'SAOUBI, R. Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization. **CIRP annals**, v. 61, n. 2, p. 703-723, 2012.

BRASIL. Ministério da Economia. Inspeção do Trabalho. **Norma Regulamentadora No. 15 (NR-15) - Atividades e operações insalubres**. Brasília: Ministério da Economia, 2020. Disponível em: <https://sit.trabalho.gov.br/portal/index.php/ctpp-nrs/nr-15>. Acesso em 28 de agosto de 2020.

BRINKMAN, H. C. The viscosity of concentrated suspensions and solutions. **The Journal of Chemical Physics**, v. 20, n. 4, p. 571-571, 1952.

BRUIJIN, H. The viscosity of suspensions of spherical particles. **Recueil Des Travaux Chimiques des Pays-bas**, v. 61, p. 863-874, 1942.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKINA, B. Advancing Cutting Technology. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 52, p. 483-507, 2003.

CHAABANI, S.; ARRAZOLA, P. J.; AYED, Y.; MADARIAGA, A.; TIDU, A.; GERMAIN, G. Comparison between cryogenic coolants effect on tool wear and surface integrity in finishing turning of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 116780, 2020.

CHARAB, A. A., MOVAHEDIRAD, S., NOROUZBEIGI, R. Thermal conductivity of Al₂O₃+ TiO₂/water nanofluid: Model development and experimental validation. **Applied Thermal Engineering**, v. 119, p. 42-51, 2017.

CHILDERS, J. C. The chemistry of metalworking fluids. **Manufacturing Engineering and Materials Processing**, v. 41, p. 165-165, 1994.

CHILDS, T. H.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. **Metal Machining: Theory and Applications**. Butterworth-Heinemann, 2000.

CHIOU, R. Y.; LU, L.; CHEN, J. S. J.; NORTH, M. T. Investigation of dry machining with embedded *heatpipe* cooling by finite element analysis and experiments. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 31, p. 905-914, 2007.

CHOI, S. U. S. Development and applications of Non-Newtonian flows. In: Singer DA, Wang HP, editors. **Development and Application of Non-Newtonian Flows**. Vol. FED 231. New York: ASME; 1995.

COSTA, Ivanilson Sousa da. Machinability of low carbon free-machining leaded steel ABNT 12L14. **Dissertação (Mestrado em Engenharias)** - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil, 2014.

CREARE, I. **Indirect Cooling of a Cutting Tool**. US8061241B2, 22 Nov., 2011.

DA SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, n. 1-3, p. 195-202, 1999.

DAGILOKE, I. F.; KALDOS, A.; DOUGLAS, S.; MILLS, B. High-speed machining: an approach to process analysis. **Journal of Materials processing technology**, v. 54, n. 1-4, p. 82-87, 1995.

DAHMUS, J. B.; GUTOWSKI, T. G. An environmental analysis of machining. In: **ASME 2004 International Mechanical Engineering Congress and Exposition**. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, p. 643-652, 2004.

DE GROOT, A.; GEIER, J.; FLYVHOLM, M.; LENSEN, G.; COENRAADS, P. Formaldehyde-releasers: relationship to formaldehyde contact allergy. Metalworking fluids and remainder. Part 1. **Contact Dermatitis**, v. 63, p. 117-128, 2010.

DENG J. X.; SONG W. L.; ZHANG H. Design, fabrication and properties of a self-lubricated tool in dry cutting. **International Journal Mach Tools Manuf**, v. 49, p. 66–72, 2009.

DIAO, Y. H., GUO, L.; LIU, Y.; ZHAO, Y. H.; WANG, S. Electric field effect on the bubble behavior and enhanced heat-transfer characteristic of a surface with rectangular microgrooves. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 78, p. 371-379, 2014.

EINSTEIN, A. Calculation of the viscosity-coefficient of a liquid in which a large number of small spheres are suspended in irregular distribution. **Ann. Phys. Leipzig**, v. 19, p. 286-306, 1906.

FAHAD, M.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. On the contribution of primary deformation zone-generated chip temperature to heat partition in machining. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, p. 99-110, 2013.

FENG, Z.; LUO, X.; ZHANG, J.; XIAO, J.; YUAN, W. Effects of electric field on flow boiling heat transfer in a vertical minichannel heat sink. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 124, p. 726-741, 2018.

FERNANDEZ, D. P.; GOODWIN, A. R. H.; SENGERS, J. L. Measurements of the relative permittivity of liquid water at frequencies in the range of 0.1 to 10 kHz and at temperatures between 273.1 and 373.2 K at ambient pressure. **International Journal of Thermophysics**, v. 16, n. 4, p. 929-955, 1995.

FERNANDEZ, D.; NAVAS, V. G.; SANDA, A.; BENGOTXEA, I. Comparison of machining Inconel 718 with conventional and sustainable coolant. **MM Science Journal**, v. 514, p. 506-510, 2014.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Materiais**. Editora Edgard Blücher Ltda., São Paulo, p. 751, 1977.

FERRI, C.; MINTON, T.; GHANI, S. B. C.; CHENG, K. Internally-cooled tools and cutting temperature in contamination-free machining. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science**, p. 1-11, 2013.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. **Annals of CIRP**, v. 56, p. 117-122, 2007.

FRAGELLI, R. L.; SANCHEZ, L. E. A.; INGRACI NETO, R. R.; SCALON, V. L. Refrigeration capacity of silver nanofluids under electrohydrodynamic effect oriented to heat removal in machining process. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 96, p. 11-19, 2018.

GHADIMI, A.; SAIDUR, R.; METSELAAR, H. S. C. A review of nanofluid stability properties and characterization in stationary conditions. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 54, n. 17, p. 4051-4068, 2011.

GHANI, S. A. B. C. Design and analysis of the internally cooled smart cutting tools with the applications to adaptive machining. **Tese de Doutorado**. Brunel University, 2013.

GINTING, A.; NOUARI, M. Experimental and numerical studies on the performance of alloyed carbide tool in dry milling of aerospace material. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 7-8, p. 758-768, 2006.

GUPTA, S.; VENKATESAN, K.; DEVENDIRAN, S.; MATHEW, A. T. Experimental investigation of IN725 under different cooling environments using new tool holder. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 34, n. 6, p. 637-647, 2019.

HAMILTON, R. L.; CROSSER, O. K. Thermal conductivity of heterogeneous two-component systems. **Industrial & Engineering chemistry fundamentals**, v. 1, n. 3, p. 187-191, 1962.

HAYT JR, WILLIAM H.; BUCK, J. A. **Eletromagnetismo**. Bookman Editora, 2013.

HERIS, S. Z.; MOHAMMADPUR, F.; SHAKOURI, A. Effect of electric field on thermal performance of thermosyphon *heatpipes* using nanofluids. **Materials Research Bulletin**, v. 53, p. 21-27, 2014.

HOLMAN, J.P., **Experimental Methods for Engineers**, 6a. Ed., Editora McGraw Hill, 1994.

HONG, S. Y.; BROOMER, M. Economical and ecological cryogenic machining of AISI 304 austenitic stainless steel. **Clean Products and Processes**, v. 2, n. 3, p. 157-166, 2000.

HONGBO, D.; GAOCHAO, W. Effect of deformation process on superplasticity of Inconel 718 alloy. **Rare Metal Materials and Engineering**, v. 44, n. 2, p. 298-302, 2015.

ILYAS, S. U.; PENDYALA, R.; MARNENI, N. Preparation, sedimentation, and agglomeration of nanofluids. **Chemical Engineering & Technology**, v. 37, n. 12, p. 2011-2021, 2014.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. Grupo Gen-LTC, 6ª edição, 2008.

INGRACI NETO, R. R.; SCALON, V. L.; FIOCCHI, A. A.; SANCHEZ, L. E. Indirect cooling of the cutting tool with a pumped two-phase system in turning of AISI 1045 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, n. 9-12, p. 2485-2495, 2016.

INGRACI NETO, Rubens Roberto. **Avanços no torneamento utilizando um porta-ferramentas refrigerado internamente com fluido em mudança de fase**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho", 2014.

ISIK, Y.; KUS, A.; COŞKUN, S.; ÖZDEMİR, K.; ÇAKIR, M. C. A novel approach to use internally cooled cutting tools in dry metal cutting. **Indian Journal of Engineering and Materials Sciences**, v. 24, n. 3, p. 239-246, 2017.

JEFFRIES, N. P.; ZERKLE, R. D. Thermal analysis of an internally-cooled metal-cutting tool. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 10, p. 381-399, 1970.

JEN, T. C.; GUTIERREZ, G.; EAPEN, S.; BARBER, G.; ZHAO, H.; SZUBA, P. S.; LABATAILLE, J.; MANJUNATHAIAH, J. Investigation of *heatpipe* cooling in drilling applications, Part I: preliminary numerical analysis and verification. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 42, n. 5, p. 643–652, 2002.

JIANG, F.; ZHU, J.; XIN, G. Experimental investigation on Al₂O₃-R123 nanorefrigerant heat transfer performances in evaporator based on organic Rankine cycle. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 127, p. 145-153, 2018.

JIANG, W.; DING, G.; PENG, H. Measurement and model on thermal conductivities of carbon nanotube nanorefrigerants. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 48, n. 6, p. 1108-1115, 2009a.

JIANG, W.; DING, G.; PENG, H.; GAO, Y.; WANG, K. Experimental and model research on nanorefrigerant thermal conductivity. **HVAC&R Research**, v. 15, n. 3, p. 651-669, 2009b.

KARAYIANNIS, T. G. EHD boiling heat transfer enhancement of R123 and R11 on a tube bundle. **Applied Thermal Engineering**, v. 18, n. 9, p. 809-817, 1998.

KE, Y. L.; DONG, H. Y.; GANG, L. I. U.; ZHANG, M. Use of nitrogen gas in high-speed milling of Ti-6Al-4V. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, v. 19, n. 3, p. 530-534, 2009.

KHAN, M. M. A.; MITHU, M. A. H.; DHAR, N. R. Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 5573–5583, 2009.

KLINE, S. J.; MCCLINTOCK, F. A. Describing uncertainties in single-sample experiments. **Mechanical Engineering**, v. 75, p. 3-8, 1953.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry cutting. **Annals of the CIRP**, v. 46, p. 519-527, 1997.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. **Tribology International**, v. 34, p. 653–682, 2001.

KONIG, W.; KLOKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Frasen und Bohren**. Berlin, Heidelberg, 1997.

KROMANIS, A.; PIKURS, G.; MUIZNIEKS, G.; KRAVALIS, K.; GUTAKOVSKIS, V. Design of internally cooled tools for dry cutting. In: **9th International DAAAM Baltic Conference: Industrial Engineering**. p. 24-26, 2014.

LANDAU, L. D.; BELL, J. S.; KEARSLEY, M. J.; PITAEVSKII, L. P.; LIFSHITZ, E. M.; SYKES, J. B. **Electrodynamics of Continuous Media**. v. 8, Editora Elsevier, 2013.

LAOHALERTDECHA, S.; NAPHON, P.; WONGWISES, S. A review of electrohydrodynamic enhancement of heat transfer. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 11, n. 5, p. 858-876, 2007.

LAWAL, S. A.; CHOUDHURY, I. A.; NUKMAN, Y. A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant. **Journal of Cleaner Production**, v. 41, p. 210-221, 2013.

LEE, J.; HAN, K.; KOO, J. A novel method to evaluate dispersion stability of nanofluids. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 70, p. 421-429, 2014.

LEONG, K. C.; YANG, C.; MURSHED, S. M. S. A model for the thermal conductivity of nanofluids—the effect of interfacial layer. **Journal of nanoparticle research**, v. 8, n. 2, p. 245-254, 2006.

LI, T.; WU, T.; DING, X.; CHEN, H.; WANG, L. Design of an internally cooled turning tool based on topology optimization and CFD simulation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 91, p. 1327-1337, 2017.

LIANG, L.; QUAN, Y.; KE, Z. Investigation of tool-chip interface temperature in dry turning assisted by *heatpipe* cooling. **International Journal of Advanced Manufacturing Technologies**, v. 54, p. 35-43, 2011.

LIANG, L.; XU, H.; KE, Z. An improved three-dimensional inverse heat conduction procedure to determine the tool-chip interface temperature in dry turning. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 64, p. 152-161, 2012.

LIAO, Y. S.; LIN, H. M.; WANG, J. H. Behaviors of end milling Inconel 718 superalloy by cemented carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 201, n. 1-3, p. 460-465, 2008.

LIST, G.; NOUARI, M.; GÉHIN, D.; GOMEZ, S.; MANAUD, J. P.; LE PETITCORPS, Y.; GIROT, F. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. **Wear**, v. 259, n. 7-12, p. 1177-1189, 2005.

LYKLEMA, J. Fundamentals of interface and colloid science. **Solid-liquid Interfaces**. v. 2, 1995.

MACHADO, A. M.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; DA SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. Editora Blucher, 2015.

MACHADO, R.; SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. 8. Ed. Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 2004.

MAHBUBUL, I. M.; SAADAH, A.; SAIDUR, R.; KHAIRUL, M. A.; KAMYAR, A. Thermal performance analysis of Al₂O₃/R-134a nanorefrigerant. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 85, p. 1034-1040, 2015.

MAHBUBUL, I. M.; SAIDUR, R.; AMALINA, M. A. Influence of particle concentration and temperature on thermal conductivity and viscosity of Al₂O₃/R141b nanorefrigerant. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, v. 43, p. 100-104, 2013b.

MAHBUBUL, I. M.; SAIDUR, R.; AMALINA, M. A. Thermal conductivity, viscosity and density of R141b refrigerant based nanofluid. **Procedia Engineering**, v. 56, p. 310-315, 2013a.

MALKIN, S. Grinding mechanisms e grinding temperatures and thermal damage. **MALKIN, S. Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives**, v. 1, p. 108-171, 1989.

MALVERN. Zetasizer Nano Series User Manual. **User Manuals**, England, 2004.

MARKSBERRY, P. W.; JAWAHIR, I. S. A comprehensive tool-wear/tool-life performance model in the evaluation of NDM (near dry machining) for sustainable manufacturing. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 878-886, 2008.

MASCARENHAS, S. Eletro-termo-condutividade. **Tese de Concurso à Docência Livre da Cadeira Reunida nº13 "Física Geral e Experimental (Partes A e B)"**. Universidade de São Paulo, 1956.

MAXWELL, J. C. **A Treatise on Electricity and Magnetism**. Clarendon Press, Oxford. v. 1, n. 3, p. 435, 1891.

MELCHER, J. R. **Continuum Electromechanics**, MIT Press, Cambridge, MA, 1981.

MO, J.; SMELTZER, W. W. Thermal conductivity of magnetite and hematite. **Journal of applied physics**, v. 42, n. 9, p. 3644-3647, 1971.

MUJUMDAR A. S.; WANG X. A review on nanofluids - part II: experiments and applications. **Brazilian Journal of Chemical Engineer**. v. 25, n. 4, p. 631 - 648, 2008

MURAKAWA, M.; JIN, M. **Heat absorbing throw-away tip and heat absorbing throw-away tool using the throw-away tip**. U.S. Patent n. US6637984B2, 28 out. 2003.

NAIR, V.; TAILOR, P. R.; PAREKH, A. D. Nanorefrigerants: A comprehensive review on its past, present and future. **International Journal of Refrigeration**, v. 67, p. 290-307, 2016.

NAPHON, P.; THONGJING, C. Pool boiling heat transfer characteristics of refrigerant-nanoparticle mixtures. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, v. 52, p. 84-89, 2014.

NOTAROS B. M. **Eletromagnetismo**. São Paulo: Pearson Education, 2011.

OLIVEIRA, G. A. **Síntese e caracterização de nanofluidos de prata**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

PEKELHARING, A. J. Cutting tool damage in interrupted cutting. **Wear**, v. 62, n. 1, p. 37-48, 1980.

PENG, H.; LIN, L.; DING, G. Influences of primary particle parameters and surfactant on aggregation behavior of nanoparticles in nanorefrigerant. **Energy**, v. 89, p. 410-420, 2015.

POHL, H. A. The behavior of neutral matter in non-uniform electric fields. 1978.

PRADEEPKUMAR, M.; AMARNATH, K.; SUNILKUMAR, M. A review on heat generation in metal cutting. **International Journal of Engineering and Management Research**, v. 4, n. 4, p. 193-197, 2015.

PRAKASH, N. M. Determination of coefficient of thermal expansion of single-walled carbon nanotubes using molecular dynamics simulation. **The Florida State University, Master of Science Thesis**, p. 54, 2005.

PRONTO, Anabela Monteiro Gonçalves. Análise de perdas em sistemas de energia que empregam materiais supercondutores de alta temperatura. **Tese de Doutorado (Engenharia Electrotécnica e de Computadores)**, Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal, 2010.

PUSAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, p. 174-184, 2010.

PUSAVEC, F.; STOIC, A.; KOPAC, J. The role of cryogenics in machining processes. **Technical Gazette**, v. 16, p. 3-10, 2009.

QU, J.; WU, H. Thermal performance comparison of oscillating *heatpipes* with SiO₂/water and Al₂O₃/water nanofluids. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 50, n. 10, p. 1954-1962, 2011.

QUAN, Y.; MAI, Q. Investigation of the cooling effect of *heatpipe*-embedded cutter in dry machining with different thermal conductivities of cutter/workpiece materials and different cutting parameters. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 79, n. 5, p. 1161-1169, 2015.

ROBINSON, M. Movement of air in the electric wind of the corona discharge. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part I: Communication and Electronics**, v. 80, n. 2, p. 143-150, 1961.

ROHSENOW, W. M. Nucleation with boiling heat transfer. **Industrial & Engineering Chemistry**, v. 58, n. 1, p. 40-47, 1966.

ROZZI, J. C.; SANDERS, J. K.; CHEN, W. The Experimental and Theoretical Evaluation of an Indirect Cooling System for Machining. **Journal of Heat Transfer**, v. 133, 2011.

SANCHEZ, L. E. A.; INGRACI NETO, R. R.; FRAGELLI, R. L.; DA SILVA JUNIOR, C. E.; SCALON, V. L. Machining with internally cooled toolholder using a phase change fluid. **Procedia CIRP**, v. 41, p. 847-851, 2016.

SARKAR, J. A critical review on convective heat transfer correlations of nanofluids. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 15, n. 6, p. 3271–3277, 2011.

SATA, T.; TAKEUCHI, Y.; SAKAMOTO, M.; WECK, M. Improvement of working accuracy on NC lathe by compensation for the thermal expansion of tool. **CIRP Annals**, v. 30, n. 1, p. 445-449, 1981.

SAVINYKH, B. V.; D'YAKONOV, V. G.; USMANOV, A. G. Effect of variable electric fields on the thermal conductivity of dielectric liquids. **Journal of Engineering Physics and Thermophysics**, v. 41, n. 2, p. 870-875, 1981.

SHARMA A. K.; TIWARI A. K.; DIXIT A. R. Progress of Nanofluid Application in Machining: A Review, **Materials and Manufacturing Processes**, v. 30, n. 7, 813-828, 2015.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. 2nd. ed. New York: Oxford University Press, p. 594, 2005.

SHAW, M. C.; SMITH, P. A. Methods of applying cutting fluids. **American Society of Tool and Manufacturing**, v. 3, 1956.

SHEIKHBAHAI, M.; ESFAHANY, M.; ETESAMI, N. Experimental investigation of pool boiling of Fe₃O₄/ethylene glycol–water nanofluid in electric field. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 62, p. 149-153, 2012.

SHEIKHOLESAMI, M.; GANJI, D. D. Impact of electric field on nanofluid forced convection heat transfer with considering variable properties. **Journal of Molecular Liquids**, v. 229, p. 566-573, 2017.

SHOKOOHI, Y.; KHOSROJERDI, E.; SHIADHI, B. H. R. Machining and ecological effects of a new developed cutting fluid in combination with different cooling techniques on turning operation. **Journal of Cleaner Production**, v. 94, p. 330-339, 2015.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 83-101, 2012.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of machine Tools and manufacture**, v. 57, p. 83-101, 2012.

SHU, S. R.; DING H.; CHEN S. J.; CHENG, K. FEM-based design and analysis of a smart cutting tool with internal cooling for cutting temperature measurement and control. **Applied Mech Mater.** p. 217–219:1874–1879, 2012.

SHU, S.; CHENG, K.; DING, H.; CHEN, S. An innovative method to measure the cutting temperature in process by using an internally cooled smart cutting tool. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 135(6), 061018, 2013.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 101, p. 287-291, 2000.

SU, G.; LIU, Z. Wear characteristics of nano TiAlN-coated carbide tools in ultra-high speed machining of AerMet100. **Wear**, v. 289, p. 124-131, 2012.

SUKARNO, D. H.; TANDIAN, N. P.; SUWONO, A.; UMAR, E. A New Theoretical Model for Predicting the Thermal Conductivity of Nanofluids. **Contemporary Engineering Sciences**, v. 8, n. 33, p. 1583-1592, 2015.

SUN, B.; YANG, D. Flow boiling heat transfer characteristics of nano-refrigerants in a horizontal tube. **international journal of refrigeration**, v. 38, p. 206-214, 2014.

TAKEUCHI, Y.; SAKAMOTO, M.; SATA, T. Improvement in the working accuracy of an NC lathe by compensating for thermal expansion, **Precision Eng.** V. 4 (1), p. 19–24, 1982.

TAKEUCHI, Y.; SAKAMOTO, M.; SATA, T. Improvement in the working accuracy of an NC lathe by compensating for thermal expansion. **Precision Engineering**, v. 4, n. 1, p. 19-24, 1982.

TANAKA, Y.; TSUJIMOTO, T.; MATSUO, S.; MAKITA, T. Dielectric constant of environmentally acceptable refrigerants HFC-134a, HCFC-123 and HCFC-141b under high pressures. **Fluid Phase Equilibria**, v. 80, p. 107-117, 1992.

TANG, X.; ZHAO, Y. H.; DIAO, Y. H. Experimental investigation of the nucleate pool boiling heat transfer characteristics of δ -Al₂O₃-R141b nanofluids on a horizontal plate. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 52, p. 88-96, 2014.

TAY, A. O.; STEVENSON, M. G.; DE VAHL DAVIS, G. Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining. **Proceedings of the institution of mechanical engineers**, v. 188, n. 1, p. 627-638, 1974.

THE Montreal Protocol. United Nations Environment Programme. Disponível em: <<https://www.unenvironment.org/ozonaction/who-we-are/about-montreal-protocol>>. Acesso em: 09 de maio de 2020.

Thermal performance analysis of Al₂O₃/R-134a nanorefrigerant. **International Journal of heat and Mass transfer**, v. 85, p. 1034-1040, 2015.

THIEDE, S.; KURLE, D.; HERRMANN, C. The water–energy nexus in manufacturing systems: Framework and systematic improvement approach. **CIRP Annals**, v. 66, n. 1, p. 49-52, 2017.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. Butterworth-Heinemann, 2000.

TRISAKSRI, V.; WONGWISES, S. Nucleate pool boiling heat transfer of TiO₂–R141b nanofluids. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 52, n. 5-6, p. 1582-1588, 2009.

UMBRELLO, D.; FILICEA, L.; RIZZUTIA, S.; MICARIB, F. On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 11, p. 1738-1743, 2007.

VALLE, L. C. M. Efeitos da solubilização e do envelhecimento na microestrutura e nas propriedades mecânicas da superliga Inconel 718. **Dissertação de Mestrado**. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, 2010.

VAND, V. Viscosity of solutions and suspensions. I. Theory. **The Journal of Physical Chemistry**, v. 52, n. 2, p. 277-299, 1948.

VENTURA, C. E. H.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Influence of cutting edge geometry on tool wear performance in interrupted hard turning. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 19, p. 129-134, 2015.

VENUGOPAL, K. A.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy. **Cryogenics**, v. 47, n. 1, p. 12-18, 2007.

VICENTIN, G. C. **Portaferramentas para torneamento com refrigeração interna baseada na mudança de fase do fluido**. Dissertação (Dissertação em Engenharia Mecânica) – UNESP. Bauru. 2010.

VICENTIN, G. C.; SANCHEZ, L. E. A.; SCALON, V. L. A sustainable alternative for cooling the machining processes using a refrigerant fluid in recirculation inside the toolholder. **Clean Technologies and Environmental Policy**, v. 13, p. 831-840, 2011.

WANG, Z. G.; WONG, Y. S.; RAHMAN, M. High-speed milling of titanium alloys using binderless CBN tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 1, p. 105-114, 2005.

WEINERT, K.; INASAKI, I.; SUTHERLAND, J. W.; WAKABAYASHI, T. Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 53, p. 511-537, 2004.

WU, T.; LI, T.; DING, X.; CHEN, H.; WANG, L. Design of a modular green closed internal cooling turning tool for applications. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology**, v. 5, n. 2, p. 211-217, 2018.

WU, X.; YANG, J.; CHAN, K. Energy savings with energy-efficient HVAC systems in commercial buildings of Hong Kong, **ICEBO - International Conference for Enhanced Building Operations**, 2006. Disponível em: < <http://hdl.handle.net/1969.1/5406>>

WU, Z.; XING, Y.; LIU, L.; HUANG, P.; ZHAO, G. Design, fabrication and performance evaluation of pulsating *heatpipe* assisted tool holder. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 50, p. 224-233, 2020.

XUE, Q. Z. Model for the effective thermal conductivity of carbon nanotube composites. **Nanotechnology**, v. 17, n. 6, p. 1655, 2006.

YANG, D.; SUN, B.; LI, H.; FAN, X. Experimental study on the heat transfer and flow characteristics of nanorefrigerants inside a corrugated tube. **International Journal of Refrigeration**, v. 56, p. 213-223, 2015.

YANG, X. F.; LIU, Z. H. Application of functionalized nanofluid in thermosyphon. **Nanoscale Research Letters**, v. 6, n. 1, p. 1, 2011.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 2008.

YU, W.; CHOI, S. U. S. The role of interfacial layers in the enhanced thermal conductivity of nanofluids: a renovated Maxwell model. **Journal of Nanoparticle Research**, v. 5, n. 1-2, p. 167-171, 2003.

ZHANG, H.; WANG, S.; LIN, Y.; FENG, M.; WU, Q. Stability, thermal conductivity, and rheological properties of controlled reduced graphene oxide dispersed nanofluids. **Applied Thermal Engineering**, v. 119, p. 132-139, 2017.

ZHANG, S.; YU, Y.; XU, Z.; HUANG, H.; LIU, Z.; LIU, C.; GE, Z. Measurement and modeling of the thermal conductivity of nanorefrigerants with low volume concentrations. **Thermochimica Acta**, p. 178603, 2020.

ZHAO, F.; OGALDEZ, J.; SUTHERLAND, J. W. Quantifying the water inventory of machining processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 61, p. 67-70, 2012.

ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q. A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling. **Wear**, v. 253, p. 957–962, 2002.

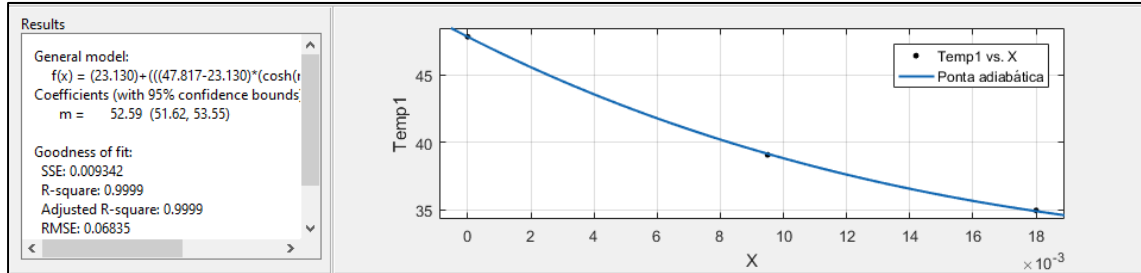
ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q.; GU, R. Effect of Internal Cooling on Tool-Chip Interface Temperature in Orthogonal Cutting. **Tribology Transactions**, v. 49, p. 125-134, 2006.

ZHU, D.; ZHANG, X.; DING, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 64, p. 60-77, 2013.

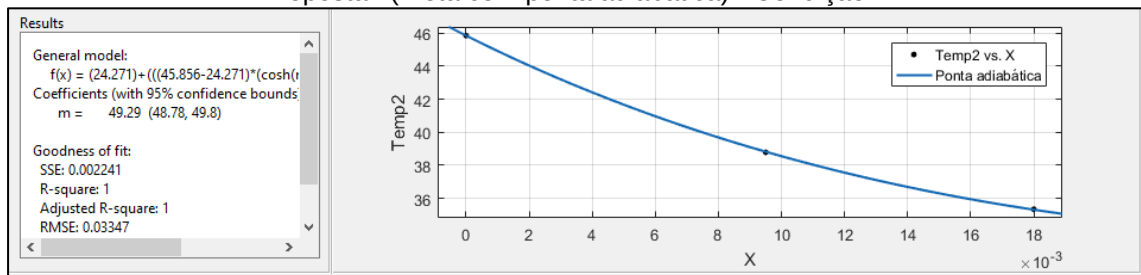
APÊNDICE

APÊNDICE A – Interface do MATLAB: Parâmetro m (câmara de aquecimento).

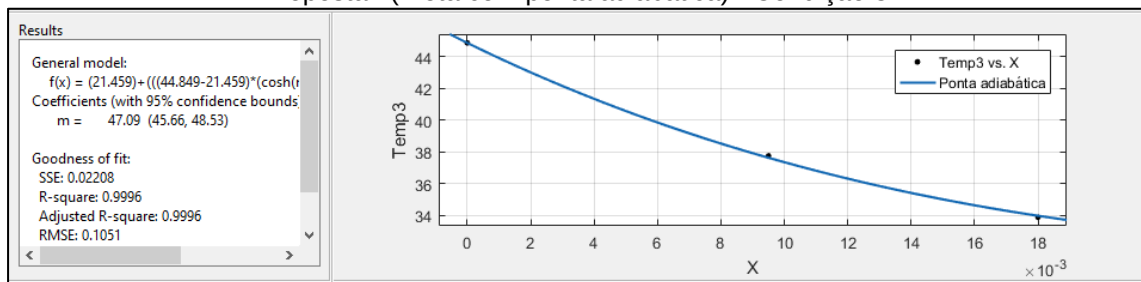
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 1



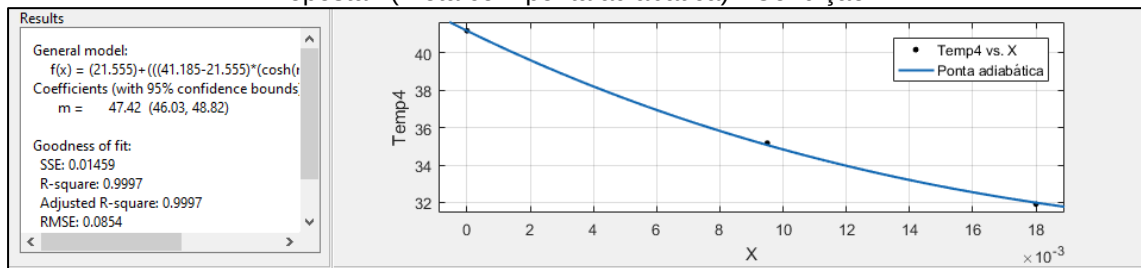
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 2



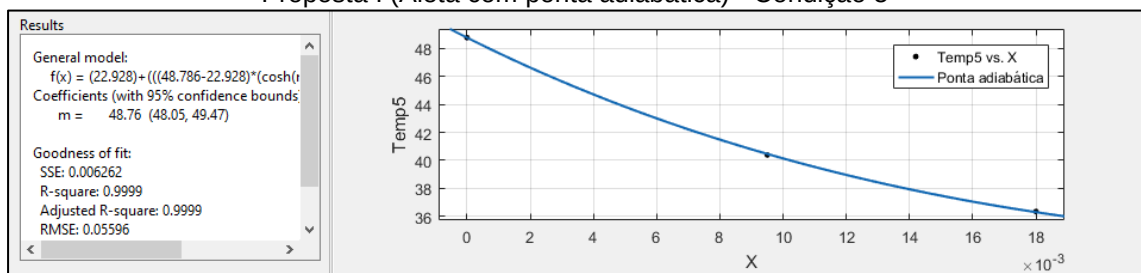
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 3



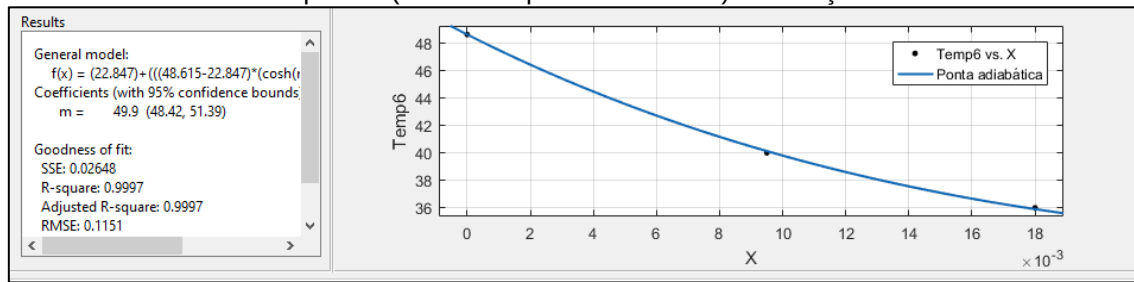
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 4



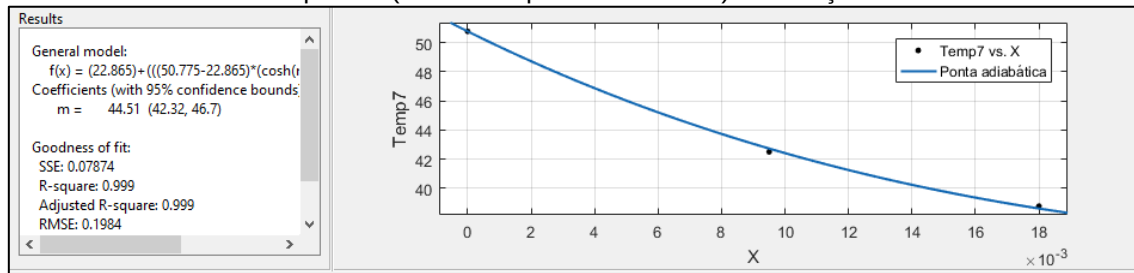
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 5



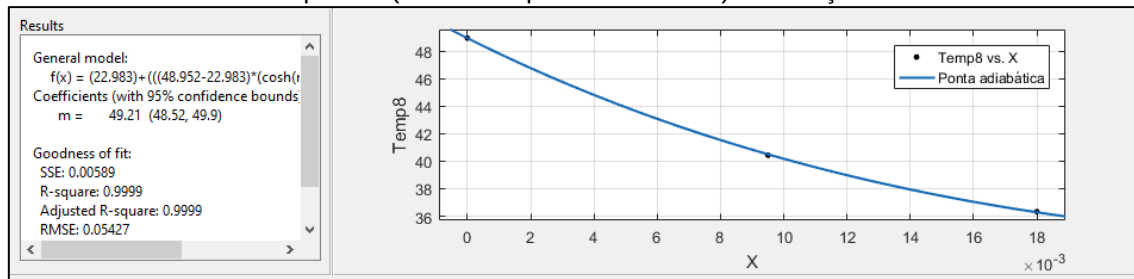
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 6



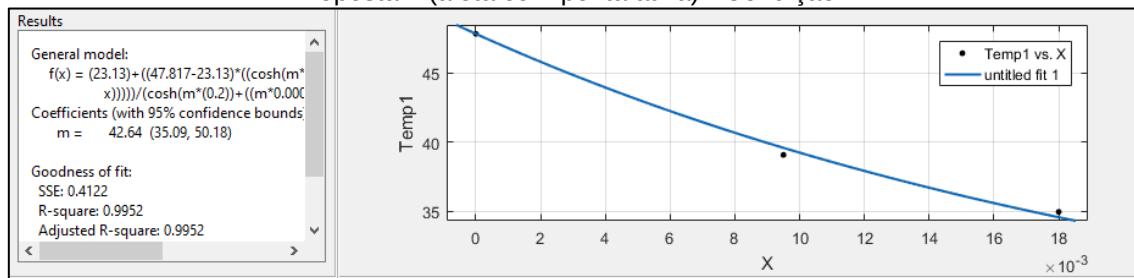
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 7



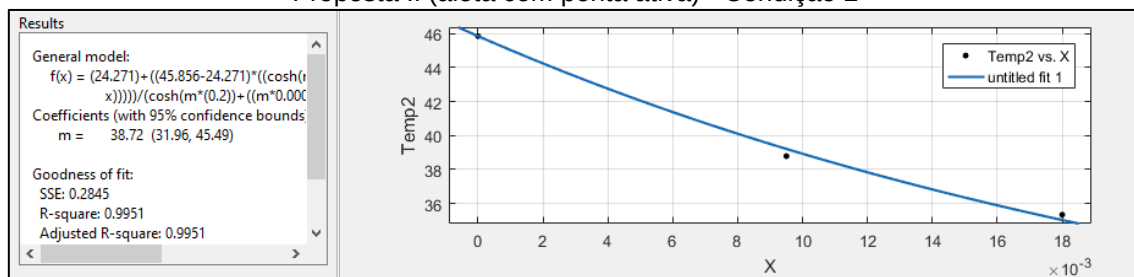
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 8



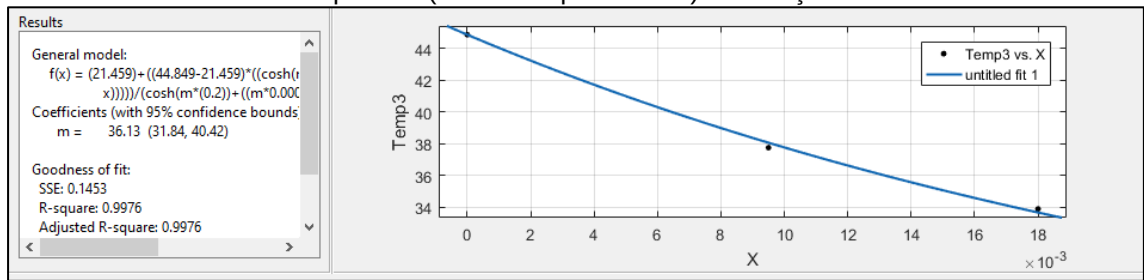
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 1



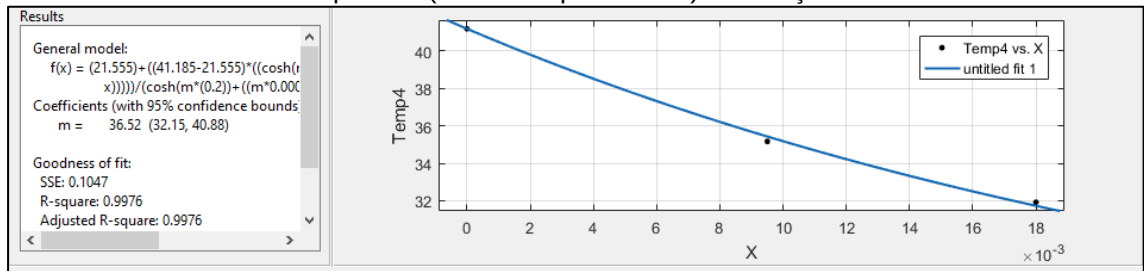
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 2



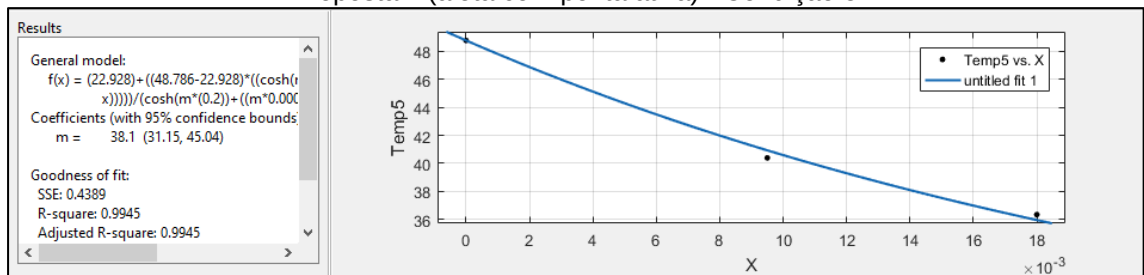
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 3



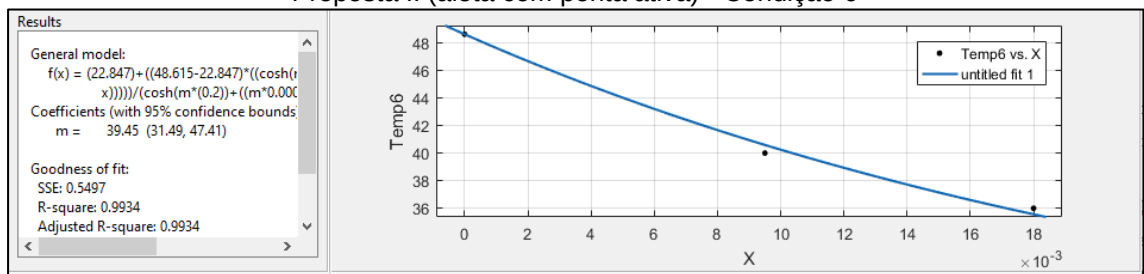
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 4



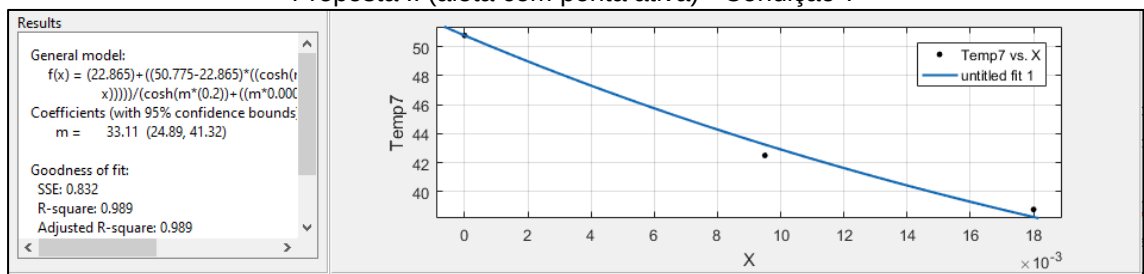
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 5



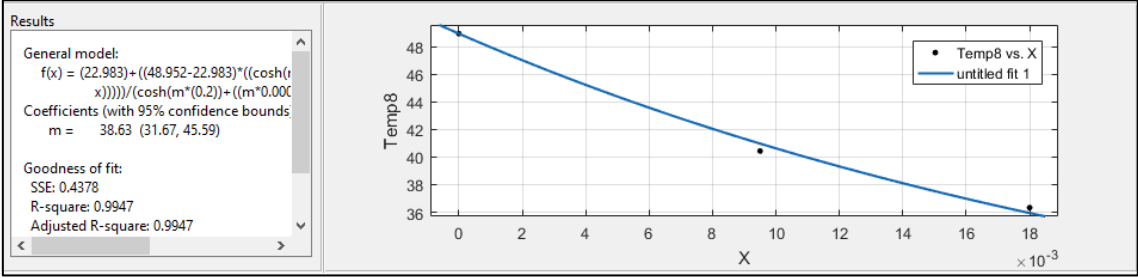
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 6



Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 7

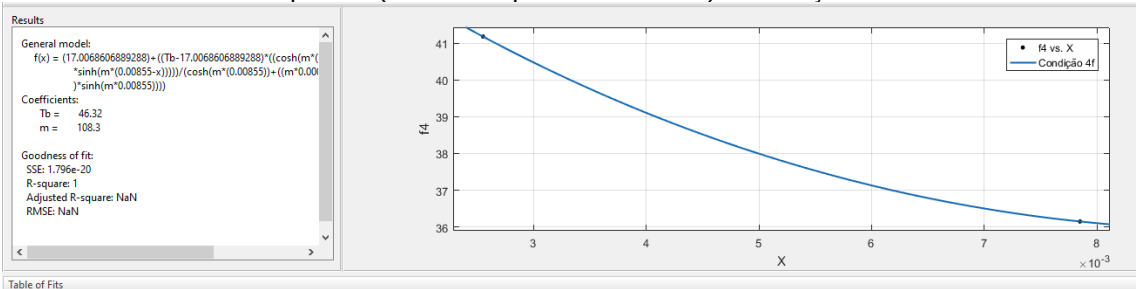


Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 8

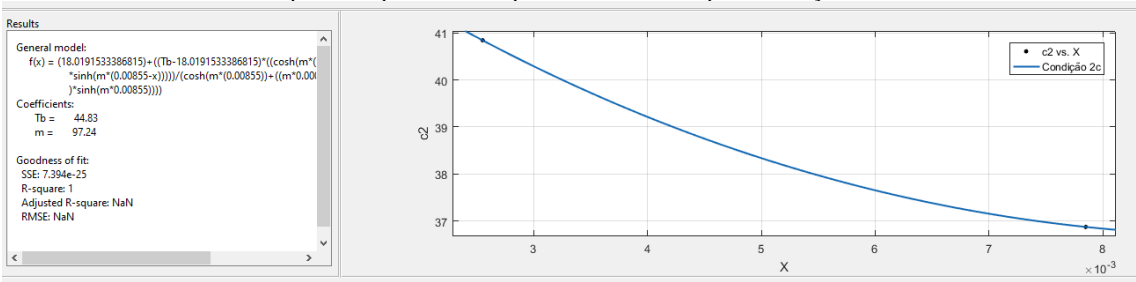


APÊNDICE B – Interface do MATLAB: Parâmetro m e Tb (ensaios no torno CNC).

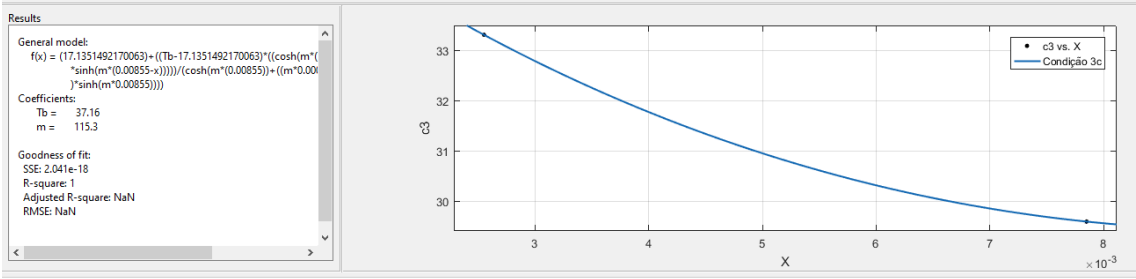
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 1c



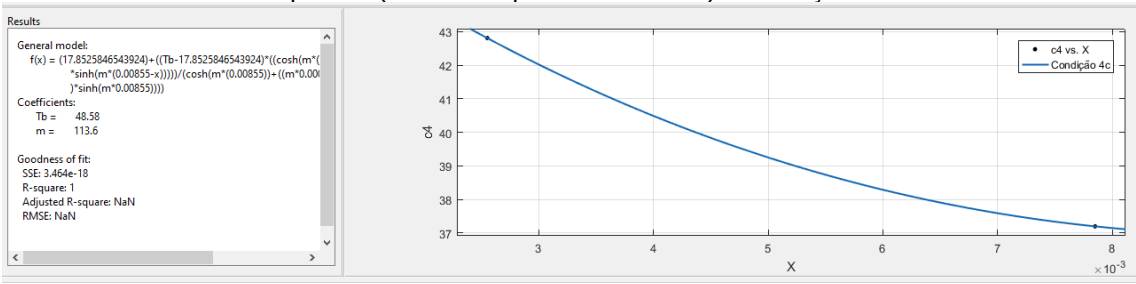
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 2c



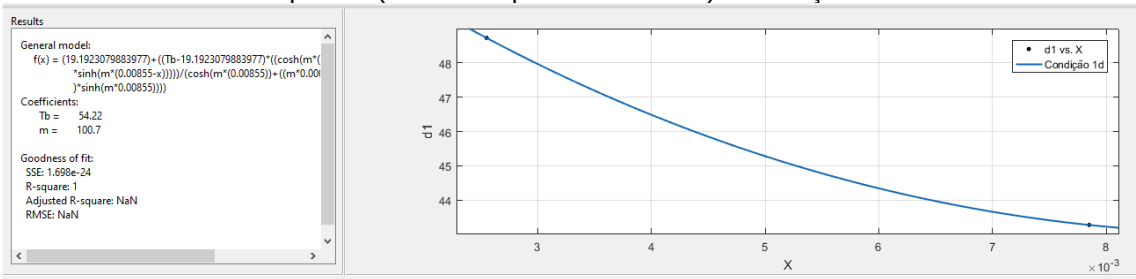
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 3c



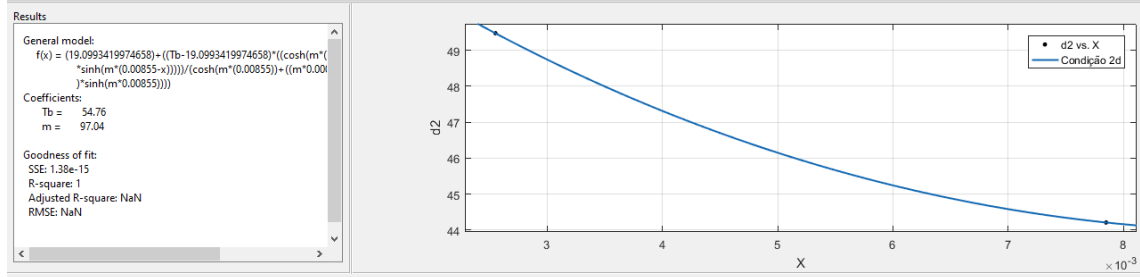
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 4c



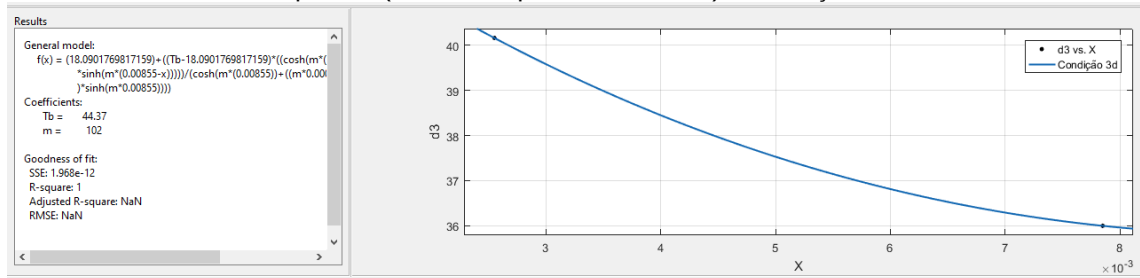
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 1d



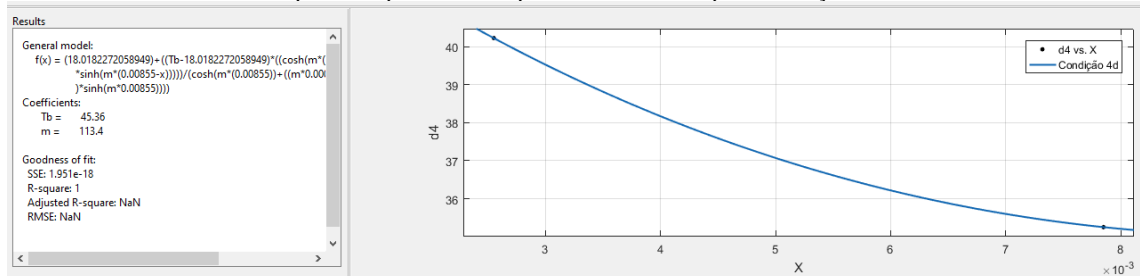
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 2d



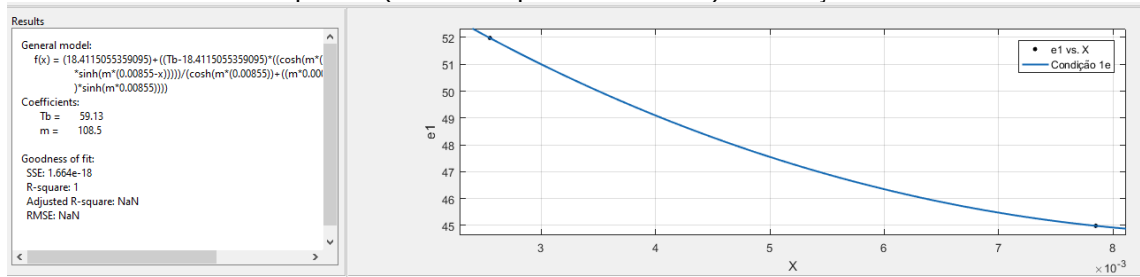
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 3d



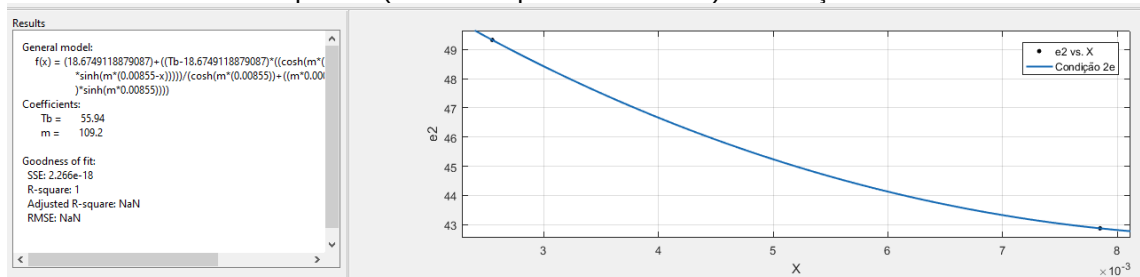
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 4d



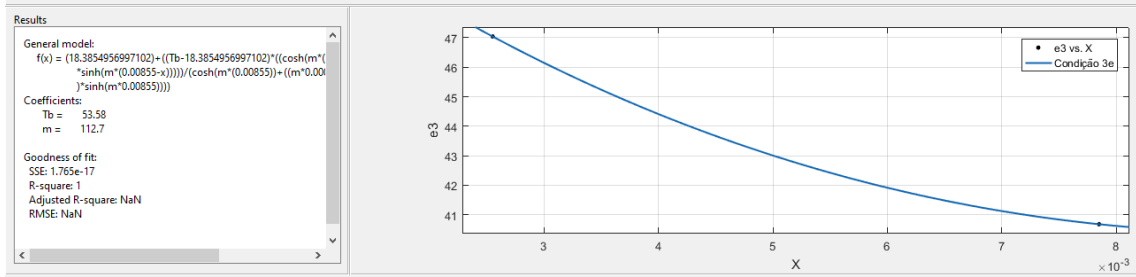
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 1e



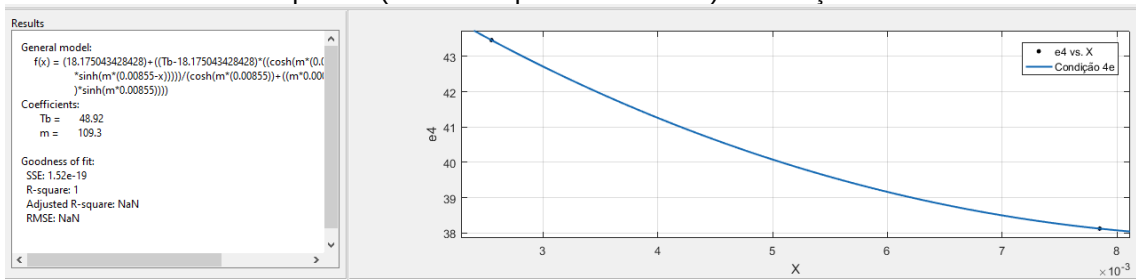
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 2e



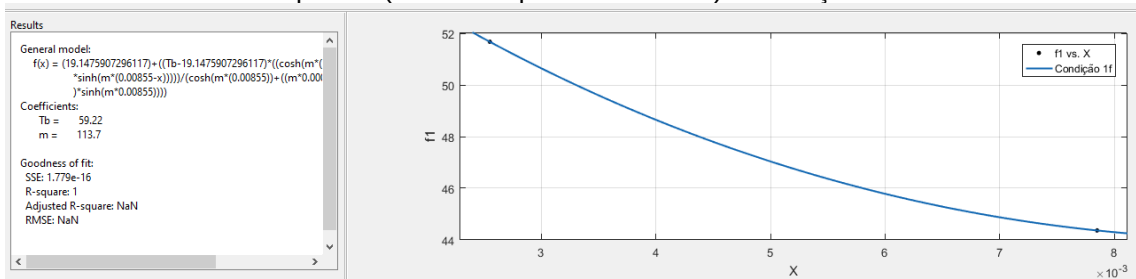
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 3e



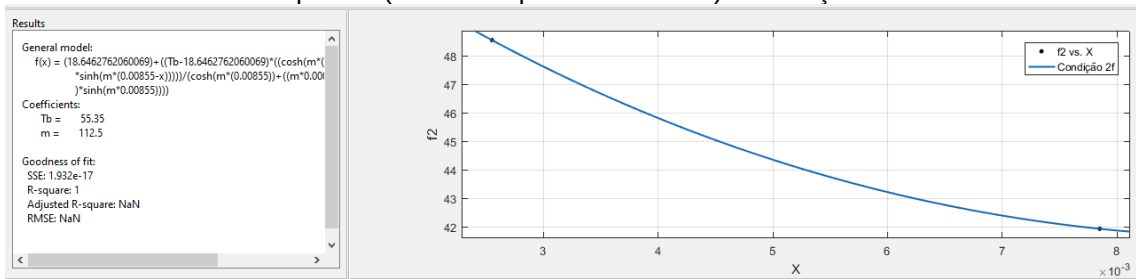
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 4e



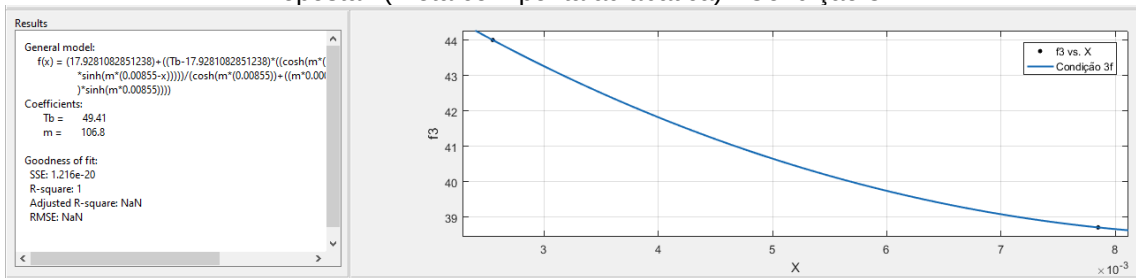
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 1f



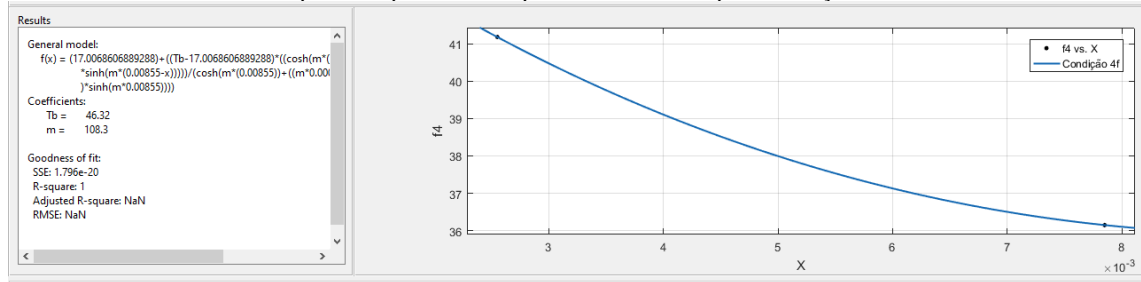
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 2f



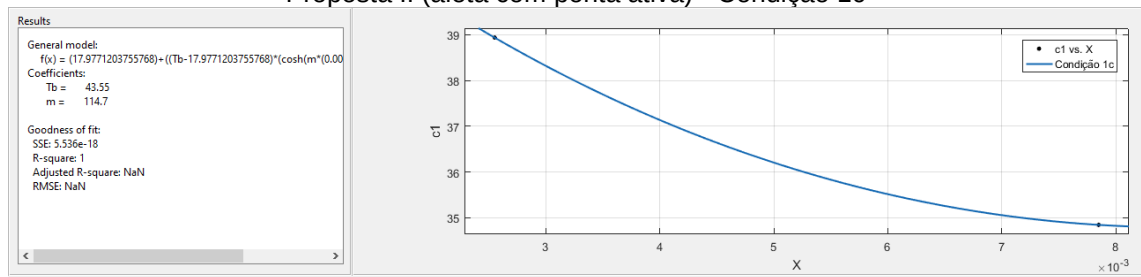
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 3f



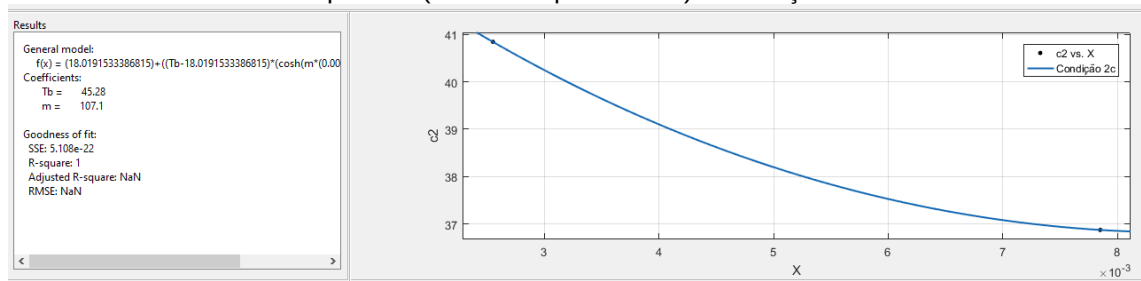
Proposta I (Aleta com ponta adiabática) - Condição 4f



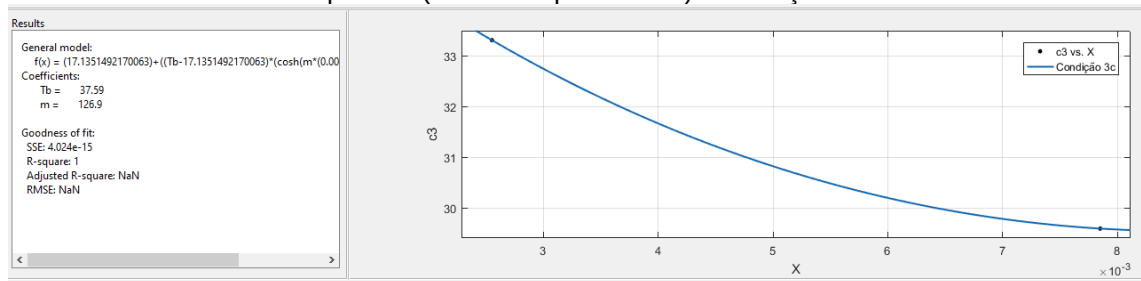
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 1c



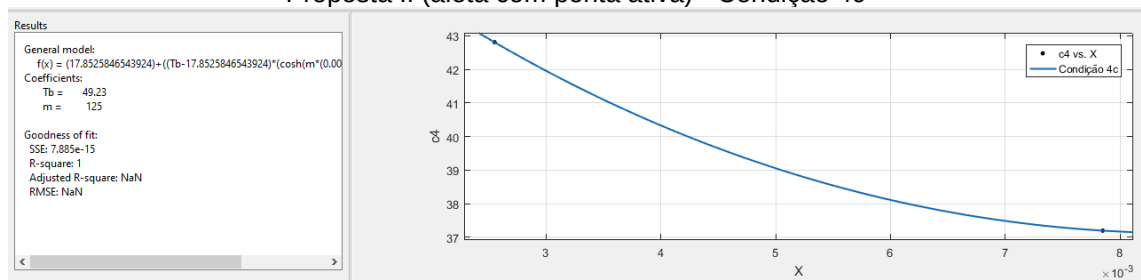
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 2c



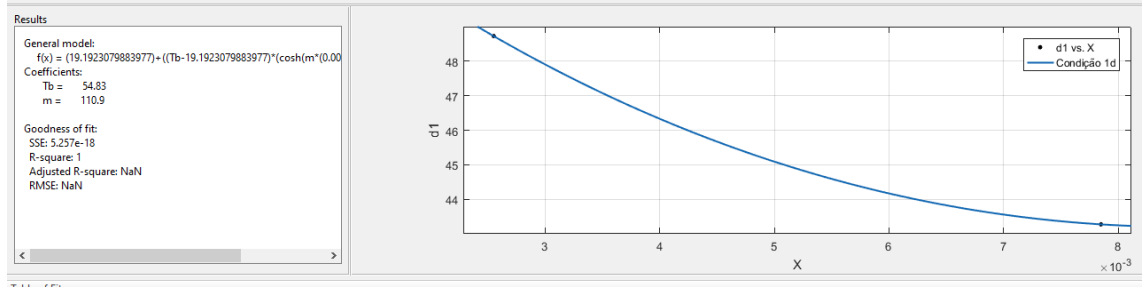
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 3c



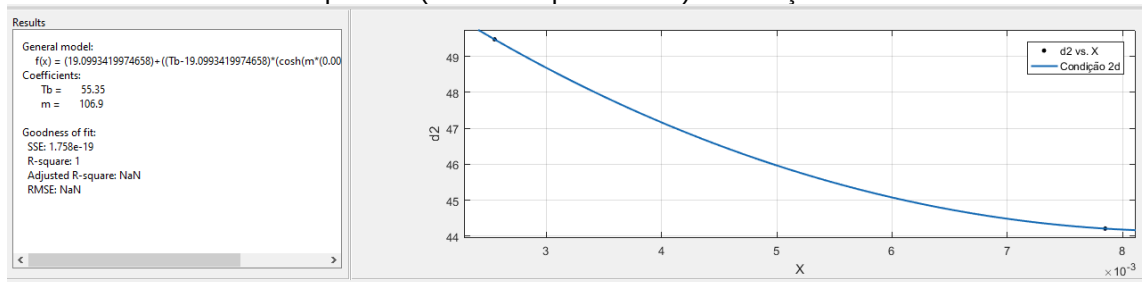
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 4c



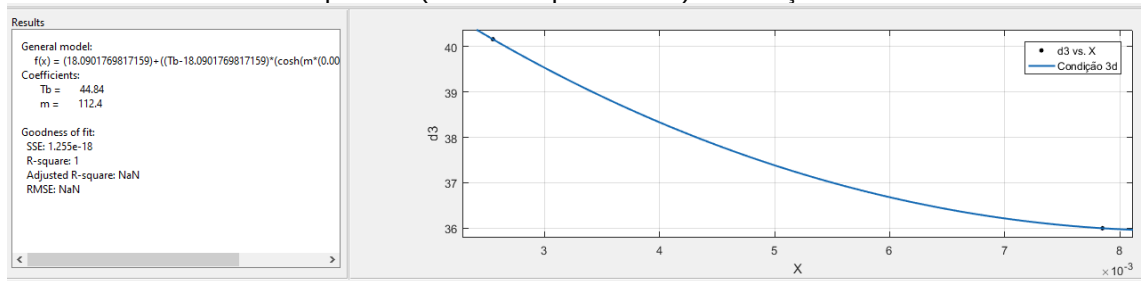
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 1d



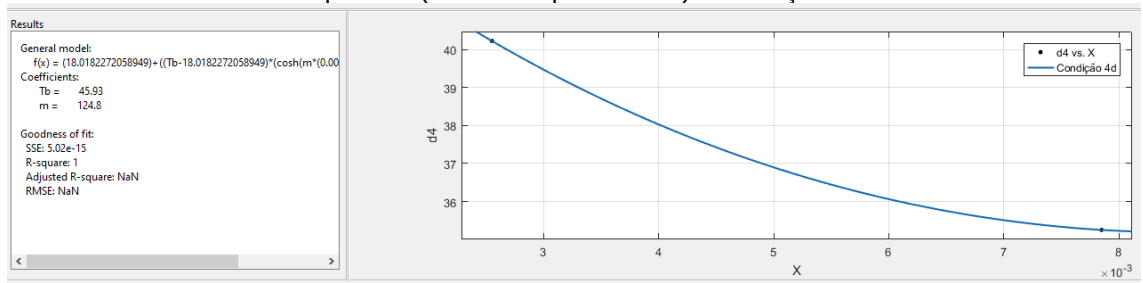
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 2d



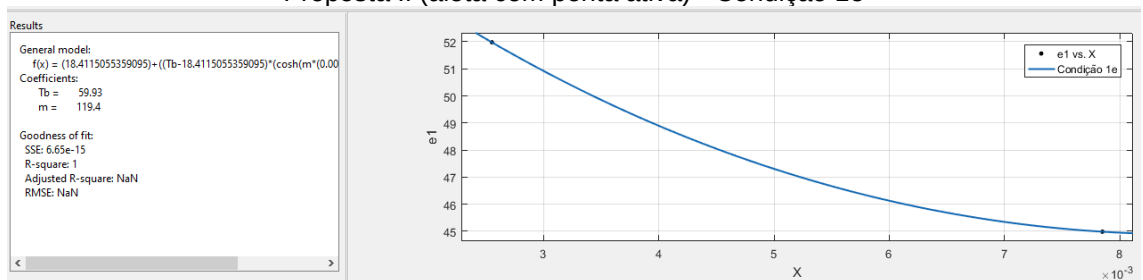
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 3d



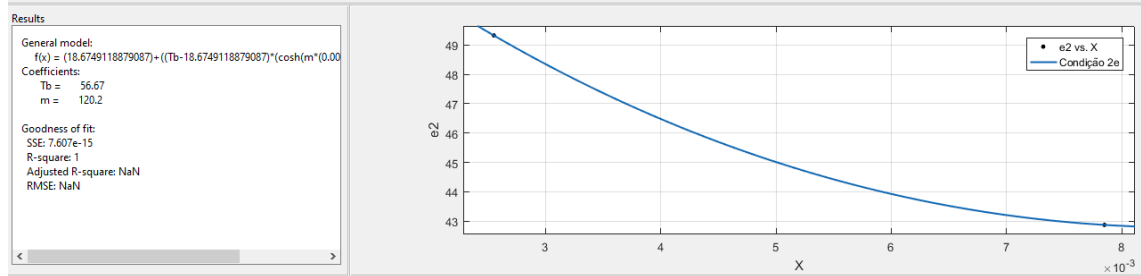
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 4d



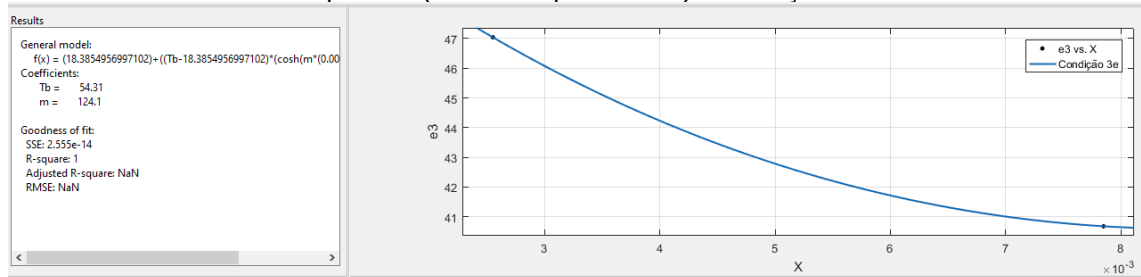
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 1e



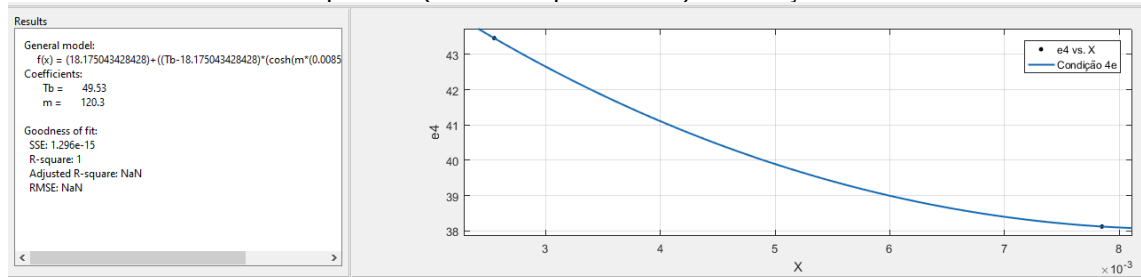
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 2e



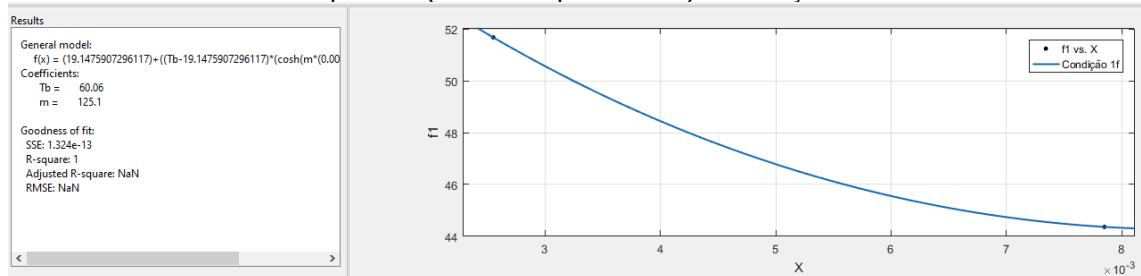
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 3e



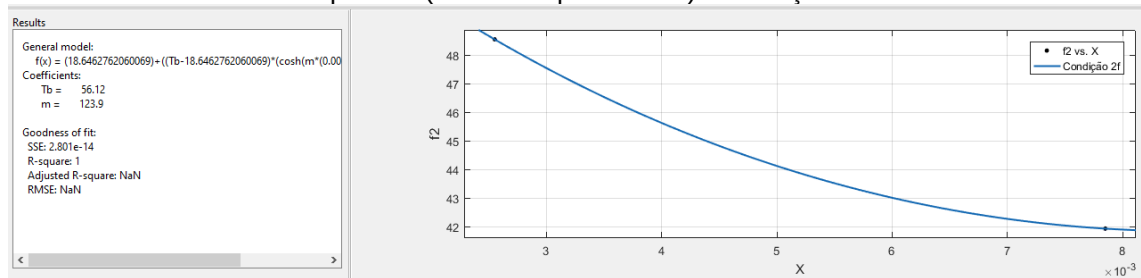
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 4e



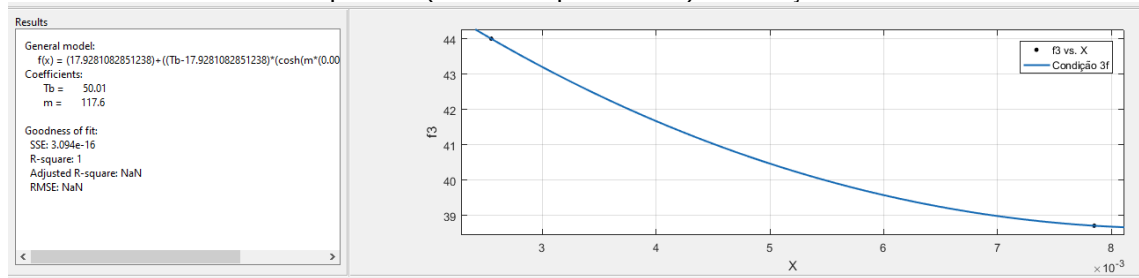
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 1f



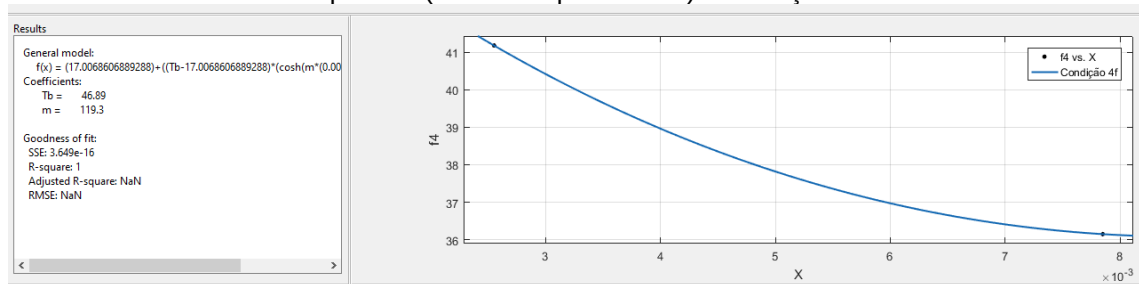
Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 2f



Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 3f



Proposta II (aleta com ponta ativa) - Condição 4f



APÊNDICE C – Análise de variância para os valores médios registrados nos ensaios em função dos parâmetros de corte, perfil do corpo de prova e método de refrigeração.

Modelo Linear Generalizado: V (cm³), Fc, Fu, R1, T1 versus Método; Vc; Corpo de Prova

Informações dos Fatores

Fator	Tipo	Níveis Valores
Método	Fixo	6 AB; CS; RI; RI 0,25 %; RI 0,50 %; RI 0,75 %
Vc	Fixo	2 80; 100
Corpo de Prova	Fixo	2 Contínuo; Segmentado

Análise de Variância para V (cm³)

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	204803	40961	22,32	0,000
Vc	1	180363	180363	98,26	0,000
Corpo de Prova	1	727241	727241	396,20	0,000
Erro	172	315710	1836		
Falta de ajuste	16	315710	19732	*	*
Erro puro	156	0	0	*	*
Total	179	1437592			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
42,8430	78,04 %	77,15 %	75,67 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	V (cm³)	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
68	165,87	262,49	-96,62	-2,31 R
69	165,87	262,49	-96,62	-2,31 R
70	165,87	262,49	-96,62	-2,31 R
71	165,87	262,49	-96,62	-2,31 R

R Resíduo grande

GERAL

Modelo Linear Generalizado: Ra versus Método; Vc; Corpo de Prova

Análise de Variância para Ra

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	39,52	7,9031	6,40	0,000
Vc	1	10,48	10,4817	8,49	0,004
Corpo de Prova	1	17,19	17,1927	13,93	0,000
Erro	172	212,32	1,2344		
Falta de ajuste	16	77,98	4,8739	5,66	0,000
Erro puro	156	134,33	0,8611	*	*
Total	179	286,75			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
1,11103	25,96 %	22,95 %	17,69 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	Ra	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
3	7,421	4,328	3,093	2,87 R
4	7,396	4,328	3,067	2,85 R
5	8,401	4,328	4,073	3,78 R
6	7,761	4,328	3,432	3,18 R
58	2,655	4,816	-2,161	-2,01 R
61	8,552	5,432	3,120	2,88 R
64	7,981	5,432	2,549	2,35 R
65	7,750	5,432	2,317	2,14 R
66	7,601	5,432	2,169	2,00 R
67	9,970	5,432	4,538	4,19 R
152	2,531	4,799	-2,268	-2,10 R
153	2,553	4,799	-2,246	-2,08 R

R Resíduo grande

Análise de Variância para Fc

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	147490	29498	3,85	0,002
Vc	1	46634	46634	6,09	0,015
Corpo de Prova	1	698828	698828	91,19	0,000
Erro	172	1318075	7663		
Falta de ajuste	16	619554	38722	8,65	0,000
Erro puro	156	698521	4478	*	*
Total	179	2146904			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
87,5399	38,61 %	36,11 %	32,58 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	Fc	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
58	904,2	715,2	189,1	2,23 R
59	967,5	715,2	252,4	2,98 R
64	463,6	636,5	-172,9	-2,03 R
73	436,5	649,1	-212,6	-2,47 R
119	355,9	534,6	-178,7	-2,08 R
122	734,1	534,6	199,5	2,33 R
149	382,0	587,5	-205,5	-2,43 R
164	739,4	521,4	218,1	2,54 R

R Resíduo grande

Análise de Variância para Fu

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	209098	41820	3,25	0,008
Vc	1	118920	118920	9,24	0,003
Corpo de Prova	1	811300	811300	63,07	0,000
Erro	172	2212491	12863		
Falta de ajuste	16	880201	55013	6,44	0,000
Erro puro	156	1332290	8540	*	*
Total	179	3279173			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
113,417	32,53 %	29,78 %	25,86 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	Fu	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
58	1181,6	946,0	235,6	2,15 R
59	1248,1	946,0	302,1	2,75 R
61	648,9	874,8	-225,9	-2,04 R
66	623,1	874,8	-251,7	-2,28 R
73	600,0	874,4	-274,4	-2,46 R
114	494,2	735,7	-241,6	-2,18 R
119	500,0	735,7	-235,7	-2,12 R
122	1061,0	735,7	325,3	2,93 R
149	566,5	808,4	-241,9	-2,21 R
154	1039,3	737,2	302,2	2,75 R
164	1023,1	736,8	286,3	2,58 R

R Resíduo grande

Análise de Variância para T1

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	144354	28870,9	199,08	0,000
Vc	1	2288	2288,0	15,78	0,000
Corpo de Prova	1	70562	70562,2	486,57	0,000
Erro	172	24944	145,0		
Falta de ajuste	16	16868	1054,2	20,36	0,000
Erro puro	156	8076	51,8	*	*
Total	179	227673			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
12,0425	89,04 %	88,60 %	87,92 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	T1	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
25	95,38	120,38	-25,00	-2,11 R
43	159,81	131,47	28,34	2,41 R
55	155,34	128,33	27,02	2,28 R
109	133,96	107,27	26,69	2,28 R
111	32,76	7,27	25,49	2,18 R
112	35,18	7,27	27,91	2,39 R
113	34,61	7,27	27,34	2,34 R
151	33,66	0,06	33,60	2,88 R
152	28,73	0,06	28,67	2,45 R
153	30,62	0,06	30,55	2,62 R
154	28,10	0,06	28,04	2,40 R

R Resíduo grande

Análise de Variância para T2

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	66910,1	13382,0	270,96	0,000
Vc	1	471,0	471,0	9,54	0,002
Corpo de Prova	1	19094,3	19094,3	386,63	0,000
Erro	172	8494,6	49,4		
Falta de ajuste	16	4197,7	262,4	9,52	0,000

Erro puro	156	4296,9	27,5	*	*
Total	179	89834,3			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
7,02759	90,54 %	90,16 %	89,54 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	T2	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
49	106,76	92,51	14,25	2,07 R
59	99,47	114,87	-15,40	-2,27 R
87	101,80	87,69	14,11	2,05 R
110	117,64	97,03	20,62	3,02 R
112	41,53	22,00	19,53	2,86 R
113	43,38	22,00	21,37	3,13 R
148	77,35	93,76	-16,41	-2,42 R
151	33,58	18,73	14,85	2,18 R

R Resíduo grande

Análise de Variância para T3

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	60306,8	12061,4	348,41	0,000
Vc	1	14,0	14,0	0,41	0,525
Corpo de Prova	1	4270,4	4270,4	123,36	0,000
Erro	172	5954,3	34,6		
Falta de ajuste	16	3682,0	230,1	15,80	0,000
Erro puro	156	2272,3	14,6	*	*
Total	179	68461,5			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
5,88369	91,30 %	90,95 %	90,29 %

Ajustados e Diagnósticos para Observações Atípicas

Obs.	T3	Ajuste	Resíd	Resíd Pad
1	119,40	104,89	14,52	2,54 R
2	118,95	104,89	14,07	2,46 R
6	125,37	104,89	20,48	3,59 R
69	72,94	59,31	13,63	2,38 R
104	75,52	94,90	-19,39	-3,40 R
105	78,70	94,90	-16,21	-2,84 R
114	37,90	49,89	-12,00	-2,08 R
148	69,74	94,34	-24,60	-4,33 R
149	77,41	94,34	-16,93	-2,98 R

R Resíduo grande

➤ GERAL

ANOVA com um fator: Ra versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	AB; CS; RI; RI 0,25 %; RI 0,50 %; RI 0,75 %

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	46,09	16,07 %	46,09	9,217	6,66	0,000
Erro	174	240,67	83,93 %	240,67	1,383		
Total	179	286,75	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
1,17607	16,07 %	13,66 %	261,784	8,71 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
AB	24	5,003	2,163	(4,530; 5,477)
CS	20	4,182	1,925	(3,663; 4,701)
RI	30	3,454	0,645	(3,030; 3,878)
RI 0,25 %	39	3,4202	0,5493	(3,0485; 3,7918)
RI 0,50 %	29	3,863	0,835	(3,432; 4,294)
RI 0,75 %	38	3,794	0,728	(3,418; 4,171)

DesvPad Combinado = 1,17607

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
AB	24	5,003	A
CS	20	4,182	A B
RI 0,50 %	29	3,863	B
RI 0,75 %	38	3,794	B
RI	30	3,454	B
RI 0,25 %	39	3,4202	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

GERAL

ANOVA com um fator: Fc versus Condição

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Condição	4	1; 2; 3; 4

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Condição	3	711379	34,35 %	711379	237126	30,69	0,000
Erro	176	1359816	65,65 %	1359816	7726		
Total	179	2071194	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
87,8989	34,35 %	33,23 %	1420155	31,43 %

Médias

Condição	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1	55	641,5	76,5	(618,1; 664,9)
2	48	641,8	115,2	(616,8; 666,8)
3	44	492,6	83,9	(466,5; 518,8)
4	33	565,7	60,7	(535,5; 595,9)

DesvPad Combinado = 87,8989

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Condição	N	Média	Agrupamento
2	48	641,8	A
1	55	641,5	A
4	33	565,7	B
3	44	492,6	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

Condição 1

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: Ra versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	41,99	43,43 %	41,99	8,398	7,52	0,000
Erro	49	54,69	56,57 %	54,69	1,116		
Total	54	96,68	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
1,05644	43,43 %	37,66 %	74,5804	22,86 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	6,12	2,55	(5,25; 6,98)
1b (AB)	9	4,572	1,150	(3,864; 5,279)
1c (RI)	9	3,393	0,373	(2,685; 4,100)
1d (RI 0,25 %)	12	3,245	0,520	(2,632; 3,858)
1e (RI 0,50 %)	9	3,798	0,806	(3,090; 4,505)
1f (RI 0,75 %)	10	3,583	0,509	(2,912; 4,254)

DesvPad Combinado = 1,05644

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
1a (CS)	6	6,12	A
1b (AB)	9	4,572	A B
1e (RI 0,50 %)	9	3,798	B
1f (RI 0,75 %)	10	3,583	B
1c (RI)	9	3,393	B
1d (RI 0,25 %)	12	3,245	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: Fc versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	159313	50,46 %	159313	31863	9,98	0,000001
Erro	49	156380	49,54 %	156380	3191		
Total	54	315694	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
56,4928	50,46 %	45,41 %	192486	39,03 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	659,3	28,0	(612,9; 705,6)
1b (AB)	9	618,8	62,7	(580,9; 656,6)
1c (RI)	9	721,70	19,36	(683,86; 759,54)
1d (RI 0,25 %)	12	557,2	74,9	(524,4; 590,0)
1e (RI 0,50 %)	9	671,6	34,8	(633,8; 709,5)
1f (RI 0,75 %)	10	653,4	71,9	(617,5; 689,3)

DesvPad Combinado = 56,4928

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
--------	---	-------	-------------

1c (RI)	9	721,70	A	
1e (RI 0,50 %)	9	671,6	A	B
1a (CS)	6	659,3	A	B
1f (RI 0,75 %)	10	653,4	A	B
1b (AB)	9	618,8		B C
1d (RI 0,25 %)	12	557,2		C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: Fu versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	192891	44,47 %	192891	38578	7,85	0,000
Erro	49	240838	55,53 %	240838	4915		
Total	54	433729	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
70,1075	44,47 %	38,81 %	295691	31,83 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	865,1	32,6	(807,6; 922,6)
1b (AB)	9	830,5	72,9	(783,6; 877,5)
1c (RI)	9	956,98	26,61	(910,02; 1003,94)
1d (RI 0,25 %)	12	768,3	96,4	(727,7; 809,0)
1e (RI 0,50 %)	9	874,1	35,8	(827,1; 921,1)
1f (RI 0,75 %)	10	847,8	91,2	(803,3; 892,4)

DesvPad Combinado = 70,1075

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
1c (RI)	9	956,98	A
1e (RI 0,50 %)	9	874,1	A B
1a (CS)	6	865,1	A B C
1f (RI 0,75 %)	10	847,8	B C
1b (AB)	9	830,5	B C
1d (RI 0,25 %)	12	768,3	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: T1 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	78687	96,15 %	78687	15737,5	245,07	0,000
Erro	49	3147	3,85 %	3147	64,2		
Total	54	81834	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
8,01355	96,15 %	95,76 %	3867,02	95,27 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	143,37	3,02	(136,80; 149,94)
1b (AB)	9	34,115	1,933	(28,747; 39,483)
1c (RI)	9	105,95	6,59	(100,58; 111,32)
1d (RI 0,25 %)	12	121,95	11,32	(117,30; 126,60)
1e (RI 0,50 %)	9	142,05	9,81	(136,68; 147,42)
1f (RI 0,75 %)	10	141,67	7,77	(136,58; 146,76)

DesvPad Combinado = 8,01355

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
1a (CS)	6	143,37	A
1e (RI 0,50 %)	9	142,05	A
1f (RI 0,75 %)	10	141,67	A
1d (RI 0,25 %)	12	121,95	B
1c (RI)	9	105,95	C
1b (AB)	9	34,115	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: T2 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	30505	96,70 %	30505	6100,96	286,89	0,000
Erro	49	1042	3,30 %	1042	21,27		
Total	54	31547	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
4,61152	96,70 %	96,36 %	1325,10	95,80 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	123,36	4,68	(119,58; 127,14)
1b (AB)	9	38,64	5,31	(35,55; 41,73)
1c (RI)	9	84,34	3,92	(81,25; 87,43)
1d (RI 0,25 %)	12	79,760	2,698	(77,085; 82,435)
1e (RI 0,50 %)	9	90,41	5,96	(87,32; 93,50)
1f (RI 0,75 %)	10	98,52	4,94	(95,59; 101,45)

DesvPad Combinado = 4,61152

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
1a (CS)	6	123,36	A
1f (RI 0,75 %)	10	98,52	B
1e (RI 0,50 %)	9	90,41	C
1c (RI)	9	84,34	C D
1d (RI 0,25 %)	12	79,760	D
1b (AB)	9	38,64	E

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 1

ANOVA com um fator: T3 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	1a (CS); 1b (AB); 1c (RI); 1d (RI 0,25 %); 1e (RI 0,50 %); 1f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	29244,2	98,81 %	29244,2	5848,84	810,55	0,000
Erro	49	353,6	1,19 %	353,6	7,22		
Total	54	29597,8	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
2,68625	98,81 %	98,68 %	461,548	98,44 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1a (CS)	6	117,66	4,61	(115,45; 119,86)
1b (AB)	9	29,574	0,506	(27,774; 31,373)
1c (RI)	9	61,96	4,16	(60,16; 63,76)
1d (RI 0,25 %)	12	53,285	2,013	(51,726; 54,843)
1e (RI 0,50 %)	9	54,377	1,788	(52,578; 56,177)
1f (RI 0,75 %)	10	54,894	2,008	(53,187; 56,601)

DesvPad Combinado = 2,68625

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
1a (CS)	6	117,66	A
1c (RI)	9	61,96	B
1f (RI 0,75 %)	10	54,894	C
1e (RI 0,50 %)	9	54,377	C
1d (RI 0,25 %)	12	53,285	C
1b (AB)	9	29,574	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

Condição 2

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: Ra versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	70,35	59,49 %	70,35	14,070	12,34	0,000
Erro	42	47,90	40,51 %	47,90	1,141		
Total	47	118,25	100,00 %				

Sumário do Modelo

<u>S</u>	<u>R2</u>	<u>R2(aj)</u>	<u>PRESQ</u>	<u>R2(pred)</u>
1,06798	59,49 %	54,67 %	63,5859	46,23 %

Médias

<u>Método</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>DesvPad</u>	<u>IC de 95 %</u>
2a (CS)	4	3,452	1,230	(2,374; 4,529)
2b (AB)	8	7,082	2,022	(6,320; 7,844)
2c (RI)	4	3,502	0,253	(2,425; 4,580)
2d (RI 0,25 %)	11	3,7006	0,3164	(3,0508; 4,3505)
2e (RI 0,50 %)	8	4,162	0,853	(3,400; 4,924)
2f (RI 0,75 %)	13	4,251	0,839	(3,653; 4,848)

DesvPad Combinado = 1,06798

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

<u>Método</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>Agrupamento</u>
2b (AB)	8	7,082	A
2f (RI 0,75 %)	13	4,251	B
2e (RI 0,50 %)	8	4,162	B
2d (RI 0,25 %)	11	3,7006	B
2c (RI)	4	3,502	B
2a (CS)	4	3,452	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: Fc versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

<u>Fator</u>	<u>Níveis</u>	<u>Valores</u>
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

<u>Fonte</u>	<u>GL</u>	<u>SQ Seq</u>	<u>Contribuição</u>	<u>SQ (Aj.)</u>	<u>QM (Aj.)</u>	<u>Valor F</u>	<u>Valor-P</u>
Método	5	92867	39,38 %	92867	18573	5,46	0,001
Erro	42	142979	60,62 %	142979	3404		
Total	47	235846	100,00 %				

Sumário do Modelo

<u>S</u>	<u>R2</u>	<u>R2(aj)</u>	<u>PRESQ</u>	<u>R2(pred)</u>
58,3460	39,38 %	32,16 %	174920	25,83 %

Médias

<u>Método</u>	<u>N</u>	<u>Média</u>	<u>DesvPad</u>	<u>IC de 95 %</u>
2a (CS)	4	724,1	22,4	(665,2; 782,9)
2b (AB)	8	599,9	32,6	(558,3; 641,6)
2c (RI)	4	730,28	8,69	(671,41; 789,16)
2d (RI 0,25 %)	11	613,0	79,8	(577,5; 648,5)

2e (RI 0,50 %)	8	637,2	54,7	(595,6; 678,9)
2f (RI 0,75 %)	13	607,3	64,1	(574,7; 640,0)

DesvPad Combinado = 58,3460

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2c (RI)	4	730,28	A
2a (CS)	4	724,1	A
2e (RI 0,50 %)	8	637,2	B
2d (RI 0,25 %)	11	613,0	B
2f (RI 0,75 %)	13	607,3	B
2b (AB)	8	599,9	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: Fu versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	287221	50,19 %	287221	57444	8,46	0,000
Erro	42	285022	49,81 %	285022	6786		
Total	47	572243	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
82,3786	50,19 %	44,26 %	356446	37,71 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
2a (CS)	4	1063,1	52,0	(980,0; 1146,2)
2b (AB)	8	807,0	93,0	(748,2; 865,8)
2c (RI)	4	994,4	22,3	(911,3; 1077,6)
2d (RI 0,25 %)	11	850,1	100,1	(800,0; 900,2)
2e (RI 0,50 %)	8	848,1	69,5	(789,4; 906,9)
2f (RI 0,75 %)	13	815,6	82,1	(769,5; 861,7)

DesvPad Combinado = 82,3786

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2a (CS)	4	1063,1	A
2c (RI)	4	994,4	A B
2d (RI 0,25 %)	11	850,1	C
2e (RI 0,50 %)	8	848,1	B C
2f (RI 0,75 %)	13	815,6	C
2b (AB)	8	807,0	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: Fu versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	539470	57,34 %	539470	107894	11,29	0,000
Erro	42	401322	42,66 %	401322	9555		
Total	47	940792	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
97,7512	57,34 %	52,26 %	510734	45,71 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
2a (CS)	4	1148,6	82,9	(1049,9; 1247,2)
2b (AB)	8	774,9	128,0	(705,1; 844,6)
2c (RI)	4	1018,7	35,0	(920,1; 1117,4)
2d (RI 0,25 %)	11	816,4	121,5	(757,0; 875,9)
2e (RI 0,50 %)	8	848,1	69,5	(778,4; 917,9)
2f (RI 0,75 %)	13	815,6	82,1	(760,9; 870,3)

DesvPad Combinado = 97,7512

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2a (CS)	4	1148,6	A
2c (RI)	4	1018,7	A B
2e (RI 0,50 %)	8	848,1	B C
2d (RI 0,25 %)	11	816,4	C
2f (RI 0,75 %)	13	815,6	C
2b (AB)	8	774,9	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: T1 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	56472	97,24 %	56472	11294,3	296,31	0,000
Erro	42	1601	2,76 %	1601	38,1		
Total	47	58073	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
6,17387	97,24 %	96,92 %	2088,94	96,40 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
2a (CS)	4	134,76	5,51	(128,53; 140,99)
2b (AB)	8	30,897	2,192	(26,492; 35,302)
2c (RI)	4	101,16	5,66	(94,93; 107,38)
2d (RI 0,25 %)	11	117,15	6,30	(113,40; 120,91)
2e (RI 0,50 %)	8	121,81	9,18	(117,41; 126,22)
2f (RI 0,75 %)	13	124,77	5,72	(121,31; 128,22)

DesvPad Combinado = 6,17387

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2a (CS)	4	134,76	A
2f (RI 0,75 %)	13	124,77	A B
2e (RI 0,50 %)	8	121,81	B C
2d (RI 0,25 %)	11	117,15	C
2c (RI)	4	101,16	D
2b (AB)	8	30,897	E

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: T2 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
-------	--------	---------

Método 6 2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	23163	95,07 %	23163	4632,62	161,88	0,000
Erro	42	1202	4,93 %	1202	28,62		
Total	47	24365	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
5,34960	95,07 %	94,48 %	1574,47	93,54 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
2a (CS)	4	108,02	6,47	(102,62; 113,42)
2b (AB)	8	32,94	4,03	(29,13; 36,76)
2c (RI)	4	85,79	2,19	(80,39; 91,18)
2d (RI 0,25 %)	11	79,33	4,98	(76,07; 82,58)
2e (RI 0,50 %)	8	91,82	7,70	(88,01; 95,64)
2f (RI 0,75 %)	13	89,10	4,87	(86,11; 92,10)

DesvPad Combinado = 5,34960

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2a (CS)	4	108,02	A
2e (RI 0,50 %)	8	91,82	B
2f (RI 0,75 %)	13	89,10	B
2c (RI)	4	85,79	B C
2d (RI 0,25 %)	11	79,33	C
2b (AB)	8	32,94	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 2

ANOVA com um fator: T3 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	2a (CS); 2b (AB); 2c (RI); 2d (RI 0,25 %); 2e (RI 0,50 %); 2f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	18523,8	98,04 %	18523,8	3704,76	420,38	0,000
Erro	42	370,1	1,96 %	370,1	8,81		
Total	47	18893,9	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
---	----	--------	-------	----------

2,96863 98,04 97,81 566,830 97,00 %
 % %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
2a (CS)	4	109,43	6,58	(106,44; 112,43)
2b (AB)	8	28,127	0,771	(26,009; 30,246)
2c (RI)	4	66,54	5,01	(63,55; 69,54)
2d (RI 0,25 %)	11	53,007	3,014	(51,200; 54,813)
2e (RI 0,50 %)	8	54,281	2,216	(52,163; 56,399)
2f (RI 0,75 %)	13	49,725	1,720	(48,063; 51,386)

DesvPad Combinado = 2,96863

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
2a (CS)	4	109,43	A
2c (RI)	4	66,54	B
2e (RI 0,50 %)	8	54,281	C
2d (RI 0,25 %)	11	53,007	C D
2f (RI 0,75 %)	13	49,725	D
2b (AB)	8	28,127	E

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

Condição 3

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: Ra versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	2,325	23,63 %	2,325	0,4650	2,35	0,059
Erro	38	7,513	76,37 %	7,513	0,1977		
Total	43	9,837	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
0,444636	23,63 %	13,58 %	9,86155	0,00 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	3,215	0,380	(2,874; 3,555)
3b (AB)	3	2,625	0,200	(2,105; 3,145)
3c (RI)	9	2,996	0,535	(2,696; 3,297)
3d (RI 0,25 %)	10	3,426	0,444	(3,142; 3,711)
3e (RI 0,50 %)	6	3,378	0,532	(3,011; 3,746)

3f (RI 0,75 %) 9 3,386 0,368 (3,086; 3,686)

DesvPad Combinado = 0,444636

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média Agrupamento
3d (RI 0,25 %)	10	3,426 A
3f (RI 0,75 %)	9	3,386 A
3e (RI 0,50 %)	6	3,378 A
3a (CS)	7	3,215 A
3c (RI)	9	2,996 A
3b (AB)	3	2,625 A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: Fc versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis Valores
Método	6 3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	70584	23,32 %	70584	14117	2,31	0,063
Erro	38	232115	76,68 %	232115	6108		
Total	43	302699	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
78,1555	23,32 %	13,23 %	308955	0,00 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	514,5	57,5	(454,7; 574,3)
3b (AB)	3	527,0	67,2	(435,7; 618,4)
3c (RI)	9	448,2	135,7	(395,4; 500,9)
3d (RI 0,25 %)	10	537,4	39,7	(487,4; 587,4)
3e (RI 0,50 %)	6	516,7	74,5	(452,1; 581,2)
3f (RI 0,75 %)	9	442,8	41,7	(390,0; 495,5)

DesvPad Combinado = 78,1555

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média Agrupamento
3d (RI 0,25 %)	10	537,4 A
3b (AB)	3	527,0 A
3e (RI 0,50 %)	6	516,7 A
3a (CS)	7	514,5 A
3c (RI)	9	448,2 A

3f (RI 0,75 %) 9 442,8 A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: Fu versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis Valores
Método	6 3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	104696	18,07 %	104696	20939	1,68	0,164
Erro	38	474725	81,93 %	474725	12493		
Total	43	579421	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
111,771	18,07 %	7,29 %	637715	0,00 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	708,8	75,8	(623,3; 794,3)
3b (AB)	3	751,8	112,7	(621,2; 882,4)
3c (RI)	9	623,9	192,2	(548,4; 699,3)
3d (RI 0,25 %)	10	728,7	63,8	(657,1; 800,2)
3e (RI 0,50 %)	6	705,3	105,5	(613,0; 797,7)
3f (RI 0,75 %)	9	624,6	58,1	(549,2; 700,1)

DesvPad Combinado = 111,771

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média Agrupamento
3b (AB)	3	751,8 A
3d (RI 0,25 %)	10	728,7 A
3a (CS)	7	708,8 A
3e (RI 0,50 %)	6	705,3 A
3f (RI 0,75 %)	9	624,6 A
3c (RI)	9	623,9 A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: T1 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	14912	87,74 %	14912	2982,37	54,38	0,000
Erro	38	2084	12,26 %	2084	54,84		
Total	43	16996	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
7,40563	87,74 %	86,12 %	2774,45	83,68 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	113,85	10,86	(108,18; 119,52)
3b (AB)	3	34,184	1,261	(25,528; 42,839)
3c (RI)	9	75,35	3,78	(70,36; 80,35)
3d (RI 0,25 %)	10	80,06	7,77	(75,32; 84,80)
3e (RI 0,50 %)	6	76,80	9,76	(70,68; 82,92)
3f (RI 0,75 %)	9	73,82	5,48	(68,82; 78,81)

DesvPad Combinado = 7,40563

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
3a (CS)	7	113,85	A
3d (RI 0,25 %)	10	80,06	B
3e (RI 0,50 %)	6	76,80	B
3c (RI)	9	75,35	B
3f (RI 0,75 %)	9	73,82	B
3b (AB)	3	34,184	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: T2 versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	11181	89,20 %	11181	2236,24	62,77	0,000
Erro	38	1354	10,80 %	1354	35,62		
Total	43	12535	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
---	----	--------	-------	----------

5,96866 89,20 87,78 1863,61 85,13 %
 % %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	99,91	10,59	(95,34; 104,48)
3b (AB)	3	38,87	6,27	(31,89; 45,85)
3c (RI)	9	56,013	1,775	(51,986; 60,041)
3d (RI 0,25 %)	10	63,57	5,52	(59,74; 67,39)
3e (RI 0,50 %)	6	65,23	4,43	(60,30; 70,17)
3f (RI 0,75 %)	9	66,47	5,05	(62,45; 70,50)

DesvPad Combinado = 5,96866

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
3a (CS)	7	99,91	A
3f (RI 0,75 %)	9	66,47	B
3e (RI 0,50 %)	6	65,23	B C
3d (RI 0,25 %)	10	63,57	B C
3c (RI)	9	56,013	C
3b (AB)	3	38,87	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 3

ANOVA com um fator: T3 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	3a (CS); 3b (AB); 3c (RI); 3d (RI 0,25 %); 3e (RI 0,50 %); 3f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	10648,8	94,80 %	10648,8	2129,75	138,66	0,000
Erro	38	583,7	5,20 %	583,7	15,36		
Total	43	11232,4	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
3,91914	94,80 %	94,12 %	771,294	93,13 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
3a (CS)	7	85,48	6,85	(82,48; 88,48)
3b (AB)	3	29,484	0,536	(24,904; 34,065)
3c (RI)	9	43,222	2,507	(40,577; 45,866)
3d (RI 0,25 %)	10	47,32	3,82	(44,81; 49,83)
3e (RI 0,50 %)	6	47,48	3,25	(44,24; 50,71)
3f (RI 0,75 %)	9	46,465	2,891	(43,820; 49,110)

DesvPad Combinado = 3,91914

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
3a (CS)	7	85,48	A
3e (RI 0,50 %)	6	47,48	B
3d (RI 0,25 %)	10	47,32	B
3f (RI 0,75 %)	9	46,465	B
3c (RI)	9	43,222	B
3b (AB)	3	29,484	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

Condição 4

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: Ra versus Método

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis Valores
Método	6 4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	2,831	10,46 %	2,831	0,5662	0,63	0,678
Erro	27	24,230	89,54 %	24,230	0,8974		
Total	32	27,061	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
0,947317	10,46 %	0,00 %	36,8942	0,00 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	3,544	0,249	(2,421; 4,666)
4b (AB)	4	3,602	1,552	(2,630; 4,574)
4c (RI)	8	4,014	0,758	(3,327; 4,701)
4d (RI 0,25 %)	6	3,246	0,927	(2,452; 4,039)
4e (RI 0,50 %)	6	4,047	1,046	(3,254; 4,841)
4f (RI 0,75 %)	6	3,770	0,787	(2,977; 4,564)

DesvPad Combinado = 0,947317

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4e (RI 0,50 %)	6	4,047	A
4c (RI)	8	4,014	A
4f (RI 0,75 %)	6	3,770	A
4b (AB)	4	3,602	A
4a (CS)	3	3,544	A

4d (RI 0,25 %) 6 3,246 A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: Fc versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	54244	46,07 %	54244	10849	4,61	0,004
Erro	27	63497	53,93 %	63497	2352		
Total	32	117742	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
48,4949	46,07 %	36,08 %	99724,7	15,30 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	546,5	26,7	(489,1; 604,0)
4b (AB)	4	593,3	88,6	(543,6; 643,1)
4c (RI)	8	551,2	29,7	(516,0; 586,4)
4d (RI 0,25 %)	6	641,7	51,7	(601,1; 682,4)
4e (RI 0,50 %)	6	541,2	27,1	(500,6; 581,9)
4f (RI 0,75 %)	6	524,6	55,2	(484,0; 565,3)

DesvPad Combinado = 48,4949

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4d (RI 0,25 %)	6	641,7 A	
4b (AB)	4	593,3 A	B
4c (RI)	8	551,2	B
4a (CS)	3	546,5 A	B
4e (RI 0,50 %)	6	541,2	B
4f (RI 0,75 %)	6	524,6	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: Fu versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	100989	39,70 %	100989	20198	3,56	0,013
Erro	27	153363	60,30 %	153363	5680		
Total	32	254352	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
75,3664	39,70 %	28,54 %	246936	2,92 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	793,2	31,5	(703,9; 882,5)
4b (AB)	4	869,6	159,3	(792,3; 946,9)
4c (RI)	8	772,7	36,2	(718,0; 827,4)
4d (RI 0,25 %)	6	878,1	75,1	(814,9; 941,2)
4e (RI 0,50 %)	6	763,3	48,0	(700,2; 826,4)
4f (RI 0,75 %)	6	727,5	72,7	(664,4; 790,6)

DesvPad Combinado = 75,3664

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4d (RI 0,25 %)	6	878,1	A
4b (AB)	4	869,6	A B
4a (CS)	3	793,2	A B
4c (RI)	8	772,7	A B
4e (RI 0,50 %)	6	763,3	A B
4f (RI 0,75 %)	6	727,5	B

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: T1 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
-------	--------	---------

Método 6 4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	11100	89,92 %	11100	2219,92	48,17	0,000
Erro	27	1244	10,08 %	1244	46,09		
Total	32	12344	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
6,78889	89,92 %	88,05 %	2340,70	81,04 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	101,5	18,6	(93,5; 109,6)
4b (AB)	4	30,28	2,50	(23,31; 37,24)
4c (RI)	8	67,89	4,03	(62,96; 72,81)
4d (RI 0,25 %)	6	61,70	3,69	(56,01; 67,39)
4e (RI 0,50 %)	6	85,15	8,10	(79,46; 90,84)
4f (RI 0,75 %)	6	71,303	2,323	(65,616; 76,990)

DesvPad Combinado = 6,78889

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4a (CS)	3	101,5	A
4e (RI 0,50 %)	6	85,15	B
4f (RI 0,75 %)	6	71,303	C
4c (RI)	8	67,89	C
4d (RI 0,25 %)	6	61,70	C
4b (AB)	4	30,28	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: T2 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	6225,4	89,90 %	6225,4	1245,08	48,08	0,000
Erro	27	699,1	10,10 %	699,1	25,89		
Total	32	6924,5	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
---	----	--------	-------	----------

5,08865 89,90 88,03 1195,95 82,73 %
 % %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	85,70	10,80	(79,67; 91,73)
4b (AB)	4	29,94	3,54	(24,72; 35,16)
4c (RI)	8	56,39	3,66	(52,69; 60,08)
4d (RI 0,25 %)	6	63,89	5,20	(59,63; 68,16)
4e (RI 0,50 %)	6	66,49	4,96	(62,23; 70,75)
4f (RI 0,75 %)	6	65,78	3,89	(61,52; 70,04)

DesvPad Combinado = 5,08865

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4a (CS)	3	85,70	A
4e (RI 0,50 %)	6	66,49	B
4f (RI 0,75 %)	6	65,78	B
4d (RI 0,25 %)	6	63,89	B C
4c (RI)	8	56,39	C
4b (AB)	4	29,94	D

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ CONDIÇÃO 4

ANOVA com um fator: T3 versus Método

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
 Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
 Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método	6	4a (CS); 4b (AB); 4c (RI); 4d (RI 0,25 %); 4e (RI 0,50 %); 4f (RI 0,75 %)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Método	5	5530,9	85,15 %	5530,9	1106,19	30,95	0,000
Erro	27	964,9	14,85 %	964,9	35,74		
Total	32	6495,8	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
5,97801	85,15 %	82,40 %	1931,26	70,27 %

Médias

Método	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
4a (CS)	3	84,0	18,4	(76,9; 91,1)
4b (AB)	4	28,412	0,555	(22,279; 34,545)
4c (RI)	8	50,87	2,86	(46,53; 55,20)
4d (RI 0,25 %)	6	46,96	3,17	(41,96; 51,97)
4e (RI 0,50 %)	6	48,09	3,75	(43,08; 53,10)
4f (RI 0,75 %)	6	44,72	4,64	(39,71; 49,73)

DesvPad Combinado = 5,97801

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método	N	Média	Agrupamento
4a (CS)	3	84,0	A
4c (RI)	8	50,87	B
4e (RI 0,50 %)	6	48,09	B
4d (RI 0,25 %)	6	46,96	B
4f (RI 0,75 %)	6	44,72	B
4b (AB)	4	28,412	C

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ ANOVA com um fator: Relação Vbb/Vol versus Condição

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Condição	4	1; 2; 3; 4

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Condição	3	0,5033	16,63 %	0,5033	0,1678	1,33	0,293
Erro	20	2,5235	83,37 %	2,5235	0,1262		
Total	23	3,0268	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
0,355210	16,63 %	4,12 %	3,63382	0,00 %

Médias

Condição	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
1	6	0,8523	0,0595	(0,5499; 1,1548)
2	6	1,197	0,502	(0,894; 1,499)
3	6	1,1520	0,1387	(0,8495; 1,4545)
4	6	1,202	0,479	(0,900; 1,505)

DesvPad Combinado = 0,355210

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Condição	N	Média	Agrupamento
4	6	1,202	A
2	6	1,197	A
3	6	1,1520	A
1	6	0,8523	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

➤ ANOVA com um fator: Relação VB_B/Vol versus Corpo de Prova

Método

Hipótese nula Todas as médias são iguais

Hipótese alternativa Nem todas as médias são iguais
Nível de significância $\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Corpo de Prova	2	Contínuo; Segmentado

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Corpo de Prova	1	0,1398	4,62 %	0,1398	0,1398	1,07	0,313
Erro	22	2,8870	95,38 %	2,8870	0,1312		
Total	23	3,0268	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
0,362253	4,62 %	0,28 %	3,43576	0,00 %

Médias

Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
Contínuo	12	1,025	0,386	(0,808; 1,241)
Segmentado	12	1,1772	0,3374	(0,9603; 1,3941)

DesvPad Combinado = 0,362253

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Corpo de Prova	N	Média	Agrupamento
Segmentado	12	1,1772	A
Contínuo	12	1,025	A

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

Ensaio na Bancada

COEFICIENTE H - BANCADA

ANOVA com um fator: h versus Método de Refrigeração

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Método de Refrigeração	8	R141b; R141b + 0,25 %; R141b + 0,25 % + EHD; R141b + 0,50 %; R141b + 0,50 % + EHD; R141b + 0,75 %; R141b + 0,75 % + EHD; R141b + EHD

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ Seq	Contribuição	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
-------	----	--------	--------------	----------	----------	---------	---------

Método de Refrigeração	7	2195646	95,60 %	2195646	313664	49,65	0,000
Erro	16	101084	4,40 %	101084	6318		
Total	23	2296730	100,00 %				

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	PRESQ	R2(pred)
79,4841	95,60 %	93,67 %	227438	90,10 %

Médias

Método de Refrigeração	N	Média	DesvPad	IC de 95 %
R141b	3	2850,6	68,2	(2753,3; 2947,9)
R141b + 0,25 %	3	2759,7	80,6	(2662,4; 2857,0)
R141b + 0,25 % + EHD	3	3120,8	84,1	(3023,5; 3218,1)
R141b + 0,50 %	3	2601,1	69,9	(2503,8; 2698,4)
R141b + 0,50 % + EHD	3	2622,8	74,6	(2525,5; 2720,1)
R141b + 0,75 %	3	2411,8	100,8	(2314,6; 2509,1)
R141b + 0,75 % + EHD	3	2593,9	70,3	(2496,6; 2691,2)
R141b + EHD	3	3400,7	82,2	(3303,4; 3498,0)

DesvPad Combinado = 79,4841

Comparações Emparelhadas de Tukey

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

Método de Refrigeração	N	Média	Agrupamento
R141b + EHD	3	3400,7	A
R141b + 0,25 % + EHD	3	3120,8	B
R141b	3	2850,6	C
R141b + 0,25 %	3	2759,7	C D
R141b + 0,50 % + EHD	3	2622,8	D E
R141b + 0,50 %	3	2601,1	D E
R141b + 0,75 % + EHD	3	2593,9	D E
R141b + 0,75 %	3	2411,8	E

Médias que não compartilham uma letra são significativamente diferentes.

ANEXO

ANEXO A – Comprovante de depósito de patente



06/11/2019 870190113775
16:55



29409161903374390

Pedido nacional de Invenção, Modelo de Utilidade, Certificado de Adição de Invenção e entrada na fase nacional do PCT

Número do Processo: BR 10 2019 023346 0

Dados do Depositante (71)

Depositante 1 de 1

Nome ou Razão Social: UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA JULIO DE MESQUITA FILHO

Tipo de Pessoa: Pessoa Jurídica

CPF/CNPJ: 48031918000124

Nacionalidade: Brasileira

Qualificação Jurídica: Instituição de Ensino e Pesquisa

Endereço: Rua Quirino de Andrade, 215

Cidade: São Paulo

Estado: SP

CEP: 01049-010

País: Brasil

Telefone: 11 56270217

Fax: 11 56270103

Email: auin@unesp.br

**PETICIONAMENTO
ELETRÔNICO**

Esta solicitação foi enviada pelo sistema Peticionamento Eletrônico em 06/11/2019 às 16:55, Petição 870190113775

Dados do Pedido

Natureza Patente: 10 - Patente de Invenção (PI)

Título da Invenção ou Modelo de Utilidade (54): PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO INTERNAMENTE POR MEIO DE UM FLUIDO SOB EFEITO ELETROHIDRODINÂMICO OU DE CAMPO MAGNÉTICO PARA RESFRIAMENTO DA FERRAMENTA DE CORTE

Resumo: A presente invenção visa a redução da temperatura da ferramenta de corte fixada em porta-ferramentas no processo de torneamento por meio da circulação interna de um fluido/nanofluido sujeito ao efeito eletrohidrodinâmico ou de um campo magnético na região de transferência térmica entre a ferramenta de corte o fluido/nanofluido em questão, a fim de aumentar a vida da ferramenta de corte (3) e eliminar ou reduzir a necessidade de utilização de fluidos de corte.

Figura a publicar: 1

Dados do Procurador

Procurador:

Nome ou Razão Social: Renan Padron Almeida

Numero OAB:

Numero API:

CPF/CNPJ:

Endereço:

Cidade:

Estado:

CEP:

Telefone:

Fax:

Email: renan.padron@unesp.br

INFORMAÇÕES
PESSOAIS
OCULTADAS

**PETICIONAMENTO
ELETRÔNICO**

Esta solicitação foi enviada pelo sistema Petição Eletrônica em 06/11/2019 às 16:55, Petição 870190113775

Dados do Inventor (72)

Inventor 1 de 3

Nome: RENAN LUIS FRAGELLI
CPF:
Nacionalidade:
Qualificação Física:
Endereço:
Cidade: INFORMAÇÕES
Estado: PESSOAIS
CEP: OCULTADAS
País:
Telefone:
Fax:
Email:

Inventor 2 de 3

Nome: LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ
CPF:
Nacionalidade:
Qualificação Física:
Endereço:
Cidade: INFORMAÇÕES
Estado: PESSOAIS
CEP: OCULTADAS
País:
Telefone:
Fax:
Email:

Inventor 3 de 3

**PETICIONAMENTO
ELETRÔNICO**

Esta solicitação foi enviada pelo sistema Petição Eletrônica em 06/11/2019 às 16:55, Petição 870190113775

Nome: VICENTE LUIZ SCALON

CPF:

Nacionalidade:

Qualificação Física:

Endereço:

Cidade:

Estado:

CEP:

País:

Telefone:

Fax:

Email:

INFORMAÇÕES
PESSOAIS
OCULTADAS

Documentos anexados

Tipo Anexo	Nome
Procuração	Proc e Posse 07-2018.pdf
Comprovante de pagamento de GRU 200	Comprovante GRU 17 374390.pdf
Relatório Descritivo	Relatório descritivo.pdf
Reivindicação	Reivindicações.pdf
Desenho	Figuras.pdf
Resumo	Resumo.pdf

Acesso ao Patrimônio Genético

- ☒ Declaração Negativa de Acesso - Declaro que o objeto do presente pedido de patente de invenção não foi obtido em decorrência de acesso à amostra de componente do Patrimônio Genético Brasileiro, o acesso foi realizado antes de 30 de junho de 2000, ou não se aplica.

Declaração de veracidade

- ☒ Declaro, sob as penas da lei, que todas as informações acima prestadas são completas e verdadeiras.

**PETICIONAMENTO
ELETRÔNICO**

Esta solicitação foi enviada pelo sistema Peticionamento Eletrônico em 06/11/2019 às 16:55, Petição 870190113775