

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Escola de Engenharia de São Carlos

Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação cilíndrica externa de mergulho

Ézio Carvalho de Santana

Dissertação de Mestrado

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Área de concentração: Projeto, Materiais e Manufatura

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS**

Ézio Carvalho de Santana

**Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação
cilíndrica externa de mergulho**

São Carlos

2024

Ézio Carvalho de Santana

**Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação
cilíndrica externa de mergulho**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, para obtenção do título de Mestre em Ciências - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Projeto, Materiais e Manufatura

Orientador: Prof. Dr. Eraldo Jannone da Silva

VERSÃO ORIGINAL

São Carlos

2024

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTA TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da
EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

C99a	Carvalho de Santana, Ézio Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação cilíndrica externa de mergulho / Ézio Carvalho de Santana; orientador Eraldo Jannone da Silva. São Carlos, 2024. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Projeto, Materiais e Manufatura -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2024. 1. Retificação cilíndrica de mergulho. 2. Criogenia. 3. Simulação térmica. 4. Acabamento superficial.. I. Título.
------	---

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Bacharel **ÉZIO CARVALHO DE SANTANA**.

Título da dissertação: "Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação cilíndrica externa de mergulho".

Data da defesa: 27/03/2024.

Comissão Julgadora

Resultado

Prof. Associado Eraldo Jannone da Silva
(Orientador)

(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC-USP)

APROVADO

Prof. Associado Rosemar Batista da Silva

(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

APROVADO

Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

(Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"/UNESP - Bauru)

APROVADO

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:

Prof. Associado **Adriano Almeida Gonçalves Siqueira**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**

AGRADECIMENTOS

Nunca fui muito bom com cumprimentos, pedidos de desculpa, pedidos de ajuda, despedidas e, claro, agradecimentos. Não sei se há algum padrão aí, mas acredito que parte disso se deva ao fato de que eu nunca soube me expressar muito bem. No entanto, me esforçarei para deixar este texto de agradecimentos o melhor possível (dentro das minhas capacidades), o que quer que isso signifique.

Não posso deixar de encabeçar os agradecimentos senão à minha família, tanto de Sergipe, quanto de São Paulo. Posso dizer que desde o meu nascimento, a minha vida sempre foi repleta de uma quantidade absurda de sorte. Da parte de Sergipe, agradeço profundamente ao meu Pai Edson Junior, à minha Mãe Sonia Marlene, à minha Pequena Grande Querida Irmã Vitória e à Guerreira Gilvanete Nenê. Também aos mais novos integrantes da família, Alfredo e Lili, e à Luma, jamais esquecida. Se eu fosse nomear todos os tios, tias, primos e primas aos quais tenho muito carinho, este texto possivelmente teria extensão comparável à própria dissertação. Dessa forma, peço perdão pela brevidade, mas faço questão de ao menos mencionar minha querida avó Ivanete, meu padrinho tio Élcio, e minha madrinha Mariana [um beijo em Mariah :)]. Da parte de São Paulo, agradeço especialmente ao meu Tio Edvaldo e à minha prima Ana Maria Jorge pelo caloroso acolhimento que recebi desde que cheguei aqui. Sempre muito atenciosos e solícitos para me receber nos fins de semana em que o vazio da quitinete não era tolerável. Agradeço também à Giovanna, Guilherme, Flai (e à sua gigantesca família), Vadão e Pipoca por todos os momentos que estivemos juntos nesses últimos dois anos.

Um singelo agradecimento aos meus queridos amigos, que me acompanham e me aturam desde a infância/adolescência: Alandesson (lanlan), Félix (felix), João (Jaum), Raphael (pikeno), Luiz (luizin), Gabriel (Gabi), Uia (uia), Iane (iane), Neto (netin), Thiago Mota (thiago), Gama (gama), Roberto (robertinho) e Luiz (LG).

À equipe do xadrez de São Carlos: Vicente, Derso, Rafa, Ênião, Marcão, Duda, Gobbo e Masca, que estiveram comigo durante os estressantes e divertidos torneios que participamos; muito obrigado. Até dias excessivamente fastidiosos tornaram-se divertidos durante os "treinamentos" e "chessbeers".

Gostaria de agradecer ao meu orientador, Eraldo Jannone da Silva. Enfrentei diversos obstáculos durante o meu projeto de pesquisa e em nenhum momento me senti desamparado. Obrigado pelos valiosos conselhos, ensinamentos e constante bom-humor.

Do que observo, o meio acadêmico muitas vezes é relatado como um ambiente difícil ou hostil, porém no LAPRAS, em contato que as pessoas que convivo diariamente, nunca senti este estigma na pele. De fato, sou uma pessoa de muita sorte. Sou grato a todos os

integrantes do Lapras, tanto aos atuais, os quais tenho convivido diariamente, quanto aos nossos grandes predecessores. Obrigado Diego, Jack, Vincent, Johan, Dry, Alcindo, Daniel, Fábio, Paulo, Sueli, Rose, Leo, Urbano e Eduardo.

Gostaria de agradecer muito ao Prof. Adriano e aos funcionários da secretaria de pós-graduação em eng. mecânica (Elisabeth, Poppi e José). Problemas relacionados a questões administrativas, principalmente relativos a bolsa de estudos, são sempre uma preocupação na mente de praticamente de todos alunos de pró-graduação com dedicação exclusiva, e nunca fui deixado na mão por eles em nenhum aspecto. Também não posso deixar de expressar minha gratidão aos Profs. Roger e Reginaldo, pelo companheirismo, ideias compartilhadas e cordialidade.

Agradeço também aos meus professores da Universidade Federal de Sergipe: André Costa e Douglas Riffel. Além da grande consideração que tenho por eles, é também, só por meio deles, que sou capaz de estar onde estou hoje. Espero conseguir perpetuar um pouco da excelência que me foi ensinada.

Sou grato à Juliana, Talita (ambas da secretaria da produção) e ao Ícaro (do suporte de TI); também ao Flávio e Adolfo (da oficina mecânica), os quais eu não enviei quase nada além de BO's muito além das minhas capacidades, e que foram prontamente resolvidos numa incrível boa vontade de ajudar ao próximo.

Obrigado ao Milani, Gabriel e Vinicius do MiB (Materials Institute of Brazil), pelas análises microestruturais realizadas, que foram muito importantes para a análise e compreensão dos resultados obtidos neste trabalho.

Agradeço ao CNPq pela bolsa de mestrado, imprescindível para que eu pudesse me manter durante os meus estudos. Agradeço também à FAPESP pelo apoio financeiro concedido para a execução do projeto de pesquisa, Auxílio de Pesquisa Regular- DFG-FAPESP, processo n° 2018/16416-5, Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP).

Por fim, queria agradecer a todos que me acompanharam nessa jornada, citados ou não nestes agradecimentos. O caminho nem sempre foi fácil, porém nunca senti que estava enfrentando os problemas sozinho. Nunca fui uma pessoa especialmente forte, e foi esse constante suporte e companhia de vários lados que deixou até os momentos mais difíceis parecerem algo leve. Sei que esse agradecimento está demasiado curto, mas enquanto o texto é um pedaço finito desta gratidão, o sentimento não é. À minha família, amigos, professores e colegas, mais uma vez, um sincero 'Muito Obrigado' por me acompanharem nessa jornada.

RESUMO

SANTANA, E. C. **Avaliação do uso da refrigeração criogênica na retificação cilíndrica externa de mergulho**. 2024. 93p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2024.

Fluidos de corte convencionais utilizados em operações de usinagem, apesar das diversas funções que cumprem, apresentam risco de incêndios e riscos à saúde dos operários, também apresentando dificuldades em seu descarte. Na retificação, diversas técnicas têm sido propostas para a redução ou até mesmo a eliminação desses fluidos; dentre elas está a utilização de fluidos criogênicos. Grande parte dos trabalhos até então, tem focado na aplicação do resfriamento criogênico por meio de jatos pressurizados, aplicados na região de corte, durante o processo de retificação de superfícies planas. Nesse contexto, o presente trabalho busca avaliar: aplicações criogênicas em processos de retificação cilíndrica de mergulho, tanto por meio de jatos pressurizados aplicados durante o processo, denominado método de resfriamento *in-process*, como também por meio de um pré-resfriamento da peça seguido de uma retificação a seco. Durante os experimentos, foram medidas as temperaturas em alguns abaixo da superfície da amostra, por meio de termopares; a potência do ciclo em função do tempo; e sinais de emissão acústica. Após os experimentos, também foram avaliadas as rugosidades, circularidades e microestruturas das amostras. Adicionalmente, para o caso do método de pré-resfriamento, foi avaliada também a influência da razão volume por área de superfície na execução da usinagem e nas variáveis monitoradas. Por fim, simulações térmicas do processo de retificação cilíndrica de mergulho também foram desenvolvidas, com o objetivo de ampliar o entendimento térmico do processo. Neste estudo, verificou-se que os experimentos com resfriamento *in-process* apresentaram uma maior potência de ciclo, elevados picos de temperatura, formação de camada branca e acabamento superficial mais grosseiro em comparação a processos realizados a seco ou com pré-resfriamento. O método de pré-resfriamento resultou em menores temperaturas de pico, conferiu às peças resultantes um acabamento superficial similar à peça retificada a seco, e a razão volume por área de superfície demonstrou ser um parâmetro relevante na eficiência do pré-resfriamento e na precisão dimensional resultante. Em relação às simulações, foram modelados os fenômenos de convecção natural, condutância térmica de contato entre peça e máquina, e uma fonte móvel de calor de Jaeger foi utilizada para modelar o calor gerado na zona de retificação. Comparações foram realizadas entre valores de temperatura experimentais e simulados e uma boa concordância foi verificada, com uma diferença percentual máxima de 8,5 % no processo de retificação a seco.

Palavras-chave: Retificação cilíndrica de mergulho. Criogenia. Simulação térmica. Acabamento superficial.

ABSTRACT

SANTANA, E. C. **Evaluation of the use of cryogenic cooling in external cylindrical plunge grinding.** 2024. 93p. Dissertation (Master) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2024.

Despite the various functions they perform, conventional cutting fluids used in machining operations, represent a risk of fire and health hazards to workers while also presenting difficulties in their disposal. Regarding grinding processes, several techniques have been proposed to reduce or even eliminate conventional fluids; among them, cryogenic fluids have been an alternative. Much of the work has focused on applying cryogenic cooling through pressurized jets applied into the cutting region during the grinding process of flat surfaces. In this context, the present study aimed to evaluate cryogenic applications in plunge cylindrical grinding processes through pressurized jets applied during the process, called *in-process* cooling, and through pre-cooling followed by a dry grinding procedure. During the experiments, temperature values were measured at certain positions below the sample surface using thermocouples; grinding power over time was monitored, and acoustic emission signals were recorded. After the experiments, roughness, circularity, and the microstructure of the samples were evaluated. Additionally, for the case of the pre-cooling method, the influence of the volume-to-surface area ratio on the experiment execution and monitored variables was also assessed. Finally, numerical simulations of the process were developed to help understand the thermal aspect of grinding. This study found that experiments with in-process cooling led to higher cycle power and temperature peaks, white layer formation, and an inferior surface finish compared to either dry or pre-cooling processes. The pre-cooling method resulted in lower temperature peak values, yielded a surface finish similar to the workpieces subjected to dry grinding, and the volume-to-surface area ratio proved to be a relevant parameter to determine the pre-cooling efficiency and resulting dimensional precision. Regarding the simulations, phenomena such as natural convection and thermal contact conductance between workpiece and part fixture device were modeled, and a Jaeger moving heat source was used to model the heat generated in the grinding zone. Comparisons were made between experimental and simulated temperature values, and a good agreement was verified, with a maximum percentage difference of 8,5 % in the dry grinding process.

Keywords: Cylindrical plunge grinding. Cryogenics. Thermal simulation. Surface finishing.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Diferentes métodos de lubrificação e dissipação de calor em processos abrasivos.	24
Figura 2 – Imagens FIB das camadas superficiais das peças de aço SAE 4140 torneada a seco (a) e torneada com resfriamento criogênico (b). Imagem da microestrutura de uma peça de aço 27MnCr5 endurecida, submetida à retificação cilíndrica de mergulho com resfriamento criogênico (c). . .	29
Figura 3 – Valores de rugosidade Ra em função do tipo de resfriamento aplicado e desgaste do rebolo.	31
Figura 4 – Diagrama TTT do aço SAE 4140 com indicação de temperatura máxima atingida e tempo do tratamento térmico.	35
Figura 5 – Geometria e dimensões do corpo-de-prova D28.	36
Figura 6 – Geometria e dimensões dos corpos-de-prova D30 e D100.	36
Figura 7 – Retífica cilíndrica Zema modelo Numerika G-800-HS.	37
Figura 8 – Sistema de telemetria (emissor) instalado na retificadora Zema (a); unidade receptora conectada a placa de aquisição NI-USB 6341 (b). . .	38
Figura 9 – Unidade receptora conectada a placa de aquisição NI-USB 6341 e notebook.	38
Figura 10 – Tanque de armazenamento/fornecimento do fluido criogênico e balança digital para medição de fluxo mássico durante os processos.	39
Figura 11 – Foto do rugosímetro Taylor Hobson Surtronic S25 de bancada (a) e Taylor Hobson Talyrond 131 para inspeção da circularidade das peças (b).	40
Figura 11 – Foto do rugosímetro Taylor Hobson Surtronic S25 de bancada (a) e Taylor Hobson Talyrond 131 para inspeção da circularidade das peças (b) (cont.).	41
Figura 12 – Curva de temperatura por tensão fornecida pelo fabricante.	42
Figura 13 – Fluxograma contendo procedimento experimental para a realização dos processos de retificação e avaliação do acabamento superficial.	44
Figura 14 – Fluxograma contendo os experimentos de retificação realizados com indicação da geometria do corpo-de-prova usinado.	44
Figura 15 – <i>Setup</i> experimental do processo de retificação com resfriamento <i>in-process</i> com indicações dos elementos (a) e <i>zoom-in</i> na interface rebolo-peça-bocal.	46
Figura 16 – <i>Setup</i> experimental do processo de retificação com pré-resfriamento. . .	47
Figura 17 – Direções das medições de rugosidade (a) e circularidade (b).	48
Figura 18 – Modelagem térmica do processo de retificação a seco.	49
Figura 19 – Visualização da malhas por meio de vista em corte dos modelos 3D elaborados para as simulações das peças D28 (a) e D100 (b).	50

Figura 19 – Visualização da malhas por meio de vista em corte dos modelos 3D elaborados para as simulações das peças D28 (a) e D100 (b) (cont).	51
Figura 20 – Regressão linear $U_r - T_r$ (a) e ajuste racional U-m (b).	53
Figura 20 – Regressão linear $U_r - T_r$ (a) e ajuste racional U-m (b) (cont).	54
Figura 21 – Curvas de convecção natural (a) e convecção natural + condutância térmica de contato (b).	55
Figura 22 – Imagens do vídeo capturado antes (a), durante (b) e após (c) o processo de retificação.	57
Figura 23 – Curva de potência idealizada de um ciclo de retificação (a)* e curva de potência experimental do processo de retificação a seco (b).	58
Figura 24 – Comparação entre curvas de temperatura experimental e simulada para os pontos T1 (a) e T2 (b).	60
Figura 25 – Mapa acústico do processo de retificação a seco.	61
Figura 26 – Quadros do vídeo do experimento de retificação com resfriamento <i>in-process</i> antes da abertura da válvula de NL ₂ (a), após a abertura da válvula (b), durante o processo de retificação (c) e após o processo de retificação (d).	62
Figura 27 – Medições experimentais e regressão linear para determinação do fluxo mássico.	63
Figura 28 – Curvas de potência dos processos de retificação a seco (em azul) e com refrigeração criogênica <i>in-process</i> (em vermelho).	64
Figura 29 – Curvas de temperatura dos processos de retificação a seco (em azul) e com refrigeração criogênica <i>in-process</i> (em vermelho) nas posições T1 (a) e T2 (b).	65
Figura 30 – Imagens microscópicas das amostras de referência (a), retificada a seco (b) e retificada com resfriamento <i>in-process</i> (c).	66
Figura 31 – Diagramas do medidor de circularidade, diâmetro final das peças e valores RONT, R_a e R_z (DIN) das peças de referência (a), retificada a seco (b) e retificada com resfriamento <i>in-process</i> (c).	67
Figura 32 – Gráficos de potência (a) e temperatura (b) do ensaio de pré-resfriamento com a peça D30 (menor V/A_s).	69
Figura 33 – Gráficos de potência (a) e temperatura (b) do ensaio de pré-resfriamento com a peça D100 (maior V/A_s).	70
Figura 34 – Quadros do experimento de retificação com pré-resfriamento aos 26 (a), 37 (b), 42 (c) e 59 (d) segundos - peça D100.	71
Figura 35 – Comparação entre dados de temperatura do experimento e simulação do processo de retificação com pré-resfriamento nas posições T1 (a) e T2 (b).	73

Figura 36 – Quadros do vídeo antes (a), durante (b) e após (c) o pré-resfriamento <i>in-situ</i> . Quadros do vídeo durante (d) e após (e) o processo de retificação.	74
Figura 36 – Quadros do vídeo antes (a), durante (b) e após (c) o pré-resfriamento <i>in-situ</i> . Quadros do vídeo durante (d) e após (e) o processo de retificação (cont).	75
Figura 37 – Evolução da temperatura experimental no processo de retificação com pré-resfriamento <i>in-situ</i> (posição T2).	76
Figura 38 – Quadro de vídeo do processo com resfriamento <i>in-process</i> durante o ciclo de retificação (Pressão do tanque de 0,4 MPa.).	77
Figura 39 – Curvas de potência dos processos de retificação com pré-resfriamento <i>in-situ</i> (em azul) e pré-resfriamento <i>in-situ</i> seguido de resfriamento <i>in-process</i> (em vermelho).	78
Figura 40 – Gráfico de barras da energia específica de retificação computada em função do método de resfriamento aplicado.	78
Figura 41 – Curvas de temperatura na posição T2 dos processos de retificação com pré-resfriamento <i>in-situ</i> (em azul) e pré-resfriamento <i>in-situ</i> + resfriamento <i>in-process</i> (em vermelho).	79
Figura 42 – Gráficos de barras dos parâmetros de acabamento superficial Ra (a), Rz [DIN] (b) e RONt (c) em função do método de resfriamento.	80

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química dos tarugos utilizados para a fabricação dos corpos de prova.	34
Tabela 2 – Dados de temperatura e tensão dos experimentos no banho térmico. . .	53
Tabela 3 – Parâmetros das condições de contorno das simulações.	56

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Experimentos de convecção e condutância.	43
---	----

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CBN	<i>Cubic boron nitride</i> (Nitreto de boro cúbico)
EA	Emissão acústica
HAZ	<i>Heat affected zone</i> (Zona termicamente afetada)
MWF	<i>Metal working fluid</i> (Fluido de corte)
NeTef	Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos
NUMA	Núcleo de Manufatura Avançada
NL ₂	Nitrogênio líquido
RONt	<i>Roundness Total</i> (Desvio de circularidade pico-vale)
RMS	<i>Root mean square</i> (Valor eficaz)
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i> (Sociedade de Engenheiros de Automóveis)
upr	<i>Undulations per Revolution</i> (Ondulações por revolução)

LISTA DE SÍMBOLOS

A_{c1}	Temperatura crítica inicial de transformação austenítica ($^{\circ}\text{C}$)
A_{c3}	Temperatura crítica final de transformação austenítica ($^{\circ}\text{C}$)
A_s	Área de superfície (mm^2)
a_e	Profundidade de corte por revolução ($\mu\text{m}/\text{rev}$)
b	Coefficiente linear constante da reta ($^{\circ}\text{C}$)
b_g	Largura de retificação (mm)
c_v	Calor específico ($\text{J}/(\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C})$)
d_e	Diâmetro equivalente do rebolo (mm)
d_s	Diâmetro do rebolo (mm)
d_w	Diâmetro da peça (mm)
HRC	Dureza Rockwell (kgf/mm^2)
HV	Dureza Vickers (kgf/mm^2)
h	Coefficiente de convecção ($\text{W}/(\text{m}^2\cdot^{\circ}\text{C})$)
h_{eq}	Espessura equivalente de corte (mm)
k	Condutividade térmica ($\text{W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})$)
L_c	Valor de cut-off (mm)
l_g	Comprimento geométrico de contato (mm)
M	Massa (kg)
m	Coefficiente angular variável ($^{\circ}\text{C}/\text{V}$)
m_c	Coefficiente angular constante da reta ($^{\circ}\text{C}$)
n_w	Velocidade rotacional da peça (rpm)
U	Tensão elétrica (V)
U_d	Grau de recobrimento
\bar{U}_r	Tensão elétrica média registrada (V)

U_{rms}	Valor eficaz de tensão elétrica (V)
u	Energia específica de retificação (J/mm ³)
V	Volume (mm ³)
v_f	Velocidade de mergulho do rebolo (mm/min)
v_s	Velocidade de corte (m/s)
P	Potência de retificação (W)
P_m	Potência média de retificação (W)
P_v	Potência a vazio da máquina (W)
\dot{Q}_{conv}	Taxa de calor transferido por convecção (W/m ²)
\dot{Q}_{cond}	Taxa de calor transferido por condutância térmica de contato (W/m ²)
\dot{Q}_h	Taxa de calor gerado pelo processo de retificação (W/m ²)
Q'_w	Taxa específica de remoção de material (mm ³ /(mm.s))
R_a	Rugosidade aritmética principal (µm)
R_z [DIN]	Altura máxima (µm)
T	Temperatura (°C)
T_{amb}	Temperatura ambiente (°C)
T_{sp}	Temperatura de referência (°C)
\bar{T}_r	Temperatura média registrada (°C)
V_r	Volume removido (mm ³)
θ_r	Ângulo de rotação do rebolo (°)
ρ	Densidade (kg/m ³)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	24
1.1	Objetivos	25
1.2	Pergunta de pesquisa	26
2	ESTADO DA ARTE	27
2.1	Retificação com resfriamento criogênico	27
2.2	Simulações numéricas	32
3	METODOLOGIA	34
3.1	Materiais e equipamentos	34
3.2	Procedimentos experimentais	41
3.2.1	Experimentos pertinentes à calibração do sistema de medição de temperatura	41
3.2.2	Experimentos pertinentes exclusivamente à modelagem e simulação dos fenômenos térmicos	43
3.2.3	Experimentos de retificação	43
3.2.4	Avaliação do acabamento superficial e microestrutura das amostras	48
3.3	Simulações numéricas	49
4	RESULTADOS	53
4.1	Experimentos pertinentes à calibração do sistema de medição	53
4.2	Experimentos pertinentes à modelagem	54
4.3	Experimentos de retificação	56
4.3.1	Retificação a seco	56
4.3.2	<i>Resfriamento in-process</i>	61
4.3.3	Retificação com pré-resfriamento	68
4.3.4	Retificação com pré-resfriamento <i>in-situ</i>	74
4.3.5	Retificação com pré-resfriamento <i>in-situ</i> seguido de resfriamento <i>in-process</i>	76
5	CONCLUSÕES	82
	REFERÊNCIAS	84
	APÊNDICES	88
	APÊNDICE A – CATÁLOGO DE LINEARIZAÇÃO DA UNIDADE TELEMÉTRICA	89

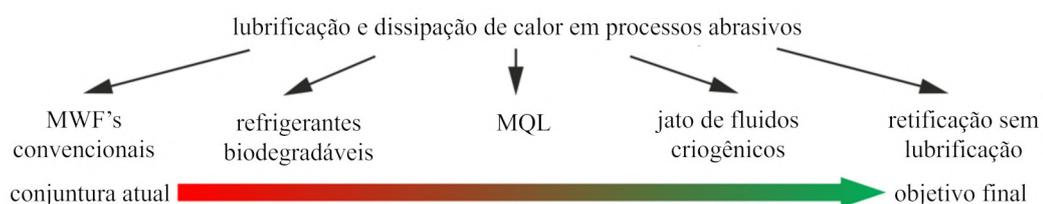
1 INTRODUÇÃO

Processos de usinagem, como torneamento e retificação, resultam em uma geração de calor localizada. Na retificação, a energia fornecida durante o processo é quase que inteiramente convertida em calor na área de contato entre peça e rebolo (LAVINE, 1988). Essa elevação na temperatura, além de queimas, pode comprometer a integridade da peça e desgastar a ferramenta de corte (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006).

O método mais empregado para dissipar parte do calor gerado durante o processo consiste no emprego de fluidos de corte (MWF - *Metal working fluid*). MWF's, além de auxiliarem no aspecto térmico, também atuam como lubrificante para o processo, reduzindo o atrito entre peça e rebolo, atuando na remoção de cavaco da região de corte, protegendo a amostra de impurezas e corrosão, entre outras funções (NARUTAKI *et al.*, 1997). No entanto, o uso de fluidos de corte está diretamente relacionado a doenças de pele, respiratórias e a um aumento no risco de câncer para os operadores (BYRNE; SCHOLTA, 1993). Adicionalmente, dificuldades no descarte do fluido de corte após o processo de usinagem também constituem uma desvantagem apresentada pela utilização de MWF.

Atualmente, algumas possíveis alternativas para reduzir ou até mesmo eliminar o uso de MWF consistem no uso de fluidos refrigerantes biodegradáveis, o método da mínima quantidade de lubrificação (MQL - *Minimum quantity lubrication*) e aplicações de fluidos criogênicos, como apresentado na Figura 1.

Figura 1 – Diferentes métodos de lubrificação e dissipação de calor em processos abrasivos.



Fonte: Adaptado de Inasaki, Tönshoff e Howes (1993).

A aplicação de fluidos criogênicos é uma alternativa atrativa, considerando que é uma abordagem capaz de reduzir o atrito do processo, a depender de como ele é aplicado. Adicionalmente, suas baixas temperaturas ($-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ para o caso do nitrogênio líquido) conferem um acentuado grau de dissipação de calor e, por serem gases inertes em sua maioria, possíveis dificuldades quanto ao descarte do fluido são eliminadas.

Alguns dos métodos de aplicação de fluidos criogênicos consistem em pré-resfriar a peça que será usinada ou fornecer continuamente durante o processo, por meio de um jato pressurizado, um fluido criogênico como o nitrogênio líquido (NL_2) ou dióxido de

carbono (CO_2) líquido. Bhattacharyya, Allen e Mander (1993) testaram ambos os métodos de pré-resfriamento e resfriamento *in-process* com NL_2 para usinar amostras de compósitos de fibra Kevlar e verificou-se, no geral, uma melhora na usinabilidade da amostra e um melhor acabamento superficial.

Em processos de retificação, grande parte dos estudos de resfriamento criogênico tem adotado a estratégia de fornecer o fluido criogênico durante o processo, enquanto que o método de pré-resfriamento permanece pouco explorado. Ademais, os experimentos conduzidos na área de retificação criogênica foram realizados majoritariamente por meio de retíficas de superfícies planas. Desta forma, percebeu-se uma carência em estudos de aplicações criogênicas para processos de retificação cilíndricas de mergulho.

Assim, o presente trabalho busca avaliar experimentalmente e numericamente, em processos de retificação cilíndrica externa de mergulho: os valores de temperatura, potência e sinais de emissão acústica em função do tempo durante a usinagem, bem como a qualidade do acabamento superficial (acabamento superficial, microestrutura e desvios de circularidades), com o intuito de determinar a aplicabilidade e limitações dos diferentes métodos de aplicação de fluidos criogênicos, mais especificamente NL_2 , no processo.

1.1 Objetivos

O presente estudo tem como objetivo principal: a avaliação técnica dos métodos de pré-resfriamento e resfriamento *in-process*, utilizando nitrogênio líquido como fluido refrigerante, no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho.

Como objetivos específicos, o trabalho se propõe a:

1. Avaliar, para processos de retificação cilíndrica externa de mergulho, a viabilidade técnica das diferentes maneiras de aplicar o fluido NL_2 (pré-resfriamento e/ou resfriamento *in-process*). Para essa avaliação, serão observadas as dificuldades encontradas para a execução dos experimentos, a ocorrência de queimas durante o processo, temperaturas máximas atingidas, a potência de ciclo do processo e os sinais de emissão acústica/
2. Desenvolver e validar simulações numéricas, modelando apenas a parte térmica do problema, de processos de retificação cilíndrica externa de mergulho realizadas a seco e/ou com pré-resfriamento. As simulações, depois de validadas, permitirão que sejam estimadas as temperaturas superficiais máximas atingidas nos experimentos, bem como a contração e dilatação localizadas durante os experimentos/
3. Avaliar a qualidade superficial das peças submetidas ao resfriamento criogênico por meio dos seguintes parâmetros: circularidade, rugosidade e microestrutura obtidas.

1.2 Pergunta de pesquisa

O projeto de pesquisa a ser conduzido busca responder a seguinte pergunta de pesquisa: "Quais as dificuldades técnicas, possíveis aplicabilidades e limitações das diferentes formas de aplicar NL_2 em processos de retificação cilíndrica externa de mergulho para uma peça de aço SAE 4140 com microestrutura martensítica?". Para isso, o trabalho se propõe a responder outras duas perguntas secundárias:

- Como uma peça de aço 4140 com estrutura martensítica se comporta, termicamente e mecanicamente, em função dos diferentes métodos de resfriamento com NL_2 adotados, em um processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, utilizando um rebolo de óxido de alumínio?
- Como o método de aplicação do fluido NL_2 afeta o acabamento superficial de uma peça de aço SAE 4140 com estrutura martensítica, submetida a processos de retificação cilíndrica externa de mergulho?

2 ESTADO DA ARTE

Este capítulo de revisão bibliográfica foi subdividido em uma seção de retificação com resfriamento criogênico e outra sobre simulações numéricas para uma melhor organização do trabalho.

2.1 Retificação com resfriamento criogênico

O termo *Usinagem criogênica* foi cunhado por Uehara e Kumagai em 1968, muito embora a aplicação de fluidos criogênicos já vinha sendo explorada desde a segunda guerra mundial, quando cientistas notaram que metais congelados a baixas temperaturas apresentavam mais resistência à abrasão (JAWAHIR *et al.*, 2016).

Entre as décadas de 80 e 90, estudos relativos à aplicação criogênica em processos de retificação de superfície foram intensificados por A.B. Chattopadhyay, C S. Paul *et al.* (CHATTOPADHYAY; BOSE; CHATTOPADHYAY, 1985; PAUL; BANDYOPADHYAY; CHATTOPADHYAY, 1993; PAUL; CHATTOPADHYAY, 1995; PAUL; CHATTOPADHYAY, 1996). Nesses estudos, verificou-se experimentalmente como a aplicação criogênica *in-process* influencia algumas variáveis do processo de retificação. Mais especificamente, como o resfriamento da peça e rebolo mediante um jato de fluido criogênico durante o processo de retificação afeta as temperaturas, rugosidade, dureza e tensões residuais e as forças de retificação de algumas diferentes ligas de aço. Em relação às forças de corte e potência de retificação, Paul e Chattopadhyay (1996) analisaram os efeitos do resfriamento criogênico nas forças de retificação utilizando um rebolo A60K5V, corpos-de-prova de baixo, médio e alto carbono (aço SAE 1020, SAE 1080, D2, H11 e M2) e determinaram que o resfriamento *in-process*, para essas condições, provoca uma redução tanto na força normal quanto na tangencial do processo e, conseqüentemente, a potência do ciclo também deve ser mais baixa. Essa redução foi atribuída a uma forma mais favorável da formação dos cavacos. Além disso, essa redução é mais pronunciada para materiais menos duros e mais resistentes à transferência de calor. Por outro lado, Ambrosy *et al.* (2014) submeteram amostras de aço SAE 4140 endurecidas por meio de um tratamento térmico de têmpera (temperatura de 450 °C por uma hora), a processos de torneamento com resfriamento criogênico *in-process* e a seco. Constatou-se que, próximo à superfície, houve um refinamento do tamanho de grão, resultando em um aumento das forças de corte e dureza superficial, quando comparado com experimentos de retificação a seco. Ainda, Bhaduri, Kumar e Chattopadhyay (2011) também avaliaram o método de resfriamento criogênico *in-process* utilizando rebolos CBN (*Cubic boron nitride* - Nitreto de boro cúbico) e Al₂O₃ em processos de retificação, usinando amostras de aço SAE 1020 (dureza inicial não informada), e observaram que a força de retificação foi ligeiramente

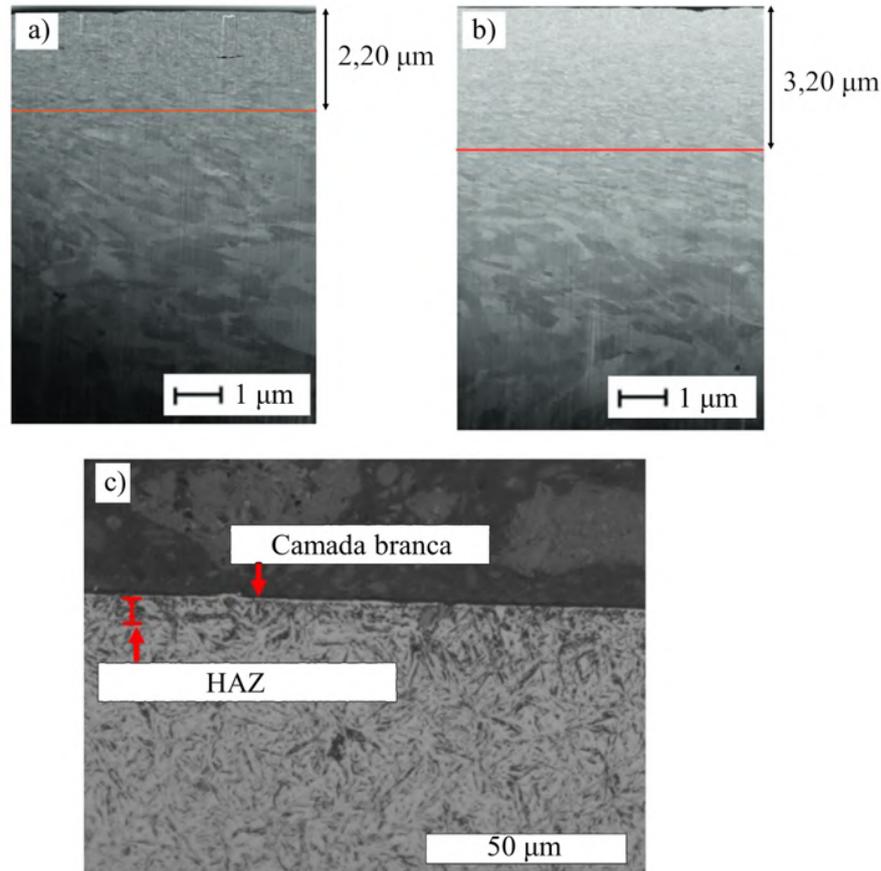
maior que quando comparado com os experimentos de retificação a seco. No presente trabalho, foram usinadas peças de aço SAE 4140 endurecidas em conjunto com um rebolo de Al_2O_3 e, portanto, é esperado que os trabalhos de Ambrosy *et al.* (2014) e Bhaduri, Kumar e Chattopadhyay (2011) apresentem mais relevância para fins de comparação.

Com relação ao comportamento microestrutural de aços, uma possível transformação superficial que ocorre em processos de usinagem é o surgimento de uma camada termicamente afetada e a possível formação de camada branca na superfície da amostra. Essa camada branca está associada à ocorrência de severas deformações plásticas, e é comumente precedida por ciclos súbitos de aquecimento e resfriamento (CHOU; EVANS, 1999), apresentando alta dureza, porém fragilizando a superfície do material. Resultados obtidos através de microscópios eletrônicos de transmissão sugerem que a formação de camada branca para velocidades de corte convencionais ocorrem, principalmente, devido a deformações plásticas severas, ao passo que processos com altas velocidades de corte induzem a formação de camada branca em função de fenômenos térmicos (MONDELIN *et al.*, 2011). Apesar disso, outros resultados de experimentos e simulações de torneamento com resfriamento criogênico indicam que, até para altas velocidades de corte, o principal mecanismo de formação de camada branca para ambos os casos (resfriamento criogênico e a seco) continua sendo através de severas deformações plásticas (WU *et al.*, 2022).

Han *et al.* (2008) referem-se ao refinamento da microestrutura, causado pela deformação plástica severa, como efeito mecânico; e à transformação de fase em função dos rápidos ciclos de aquecimento e resfriamento, como efeito térmico. Em seu trabalho, adotando velocidades de corte de 100 m/min e 200 m/min, Han *et al.* (2008) perceberam que, até para as amostras que só atingiram temperaturas de 100 °C, houve o aparecimento de uma camada branca, após a execução de processos de torneamento ortogonal. Além disso, não foi possível determinar uma correlação direta entre temperatura de pico da superfície e espessura da camada branca.

Na Figura 2(a,b), podem ser observadas duas imagens geradas por técnica FIB (*Focused ion beam* - feixe de íon focalizado) e percebe-se uma diferença na espessura da camada em que houve um grau de refinamento dos grãos em um processo de torneamento a seco (2,20 μm - Figura 2(a)) e torneamento com resfriamento criogênico (2,20 μm - Figura 2(b)). Essa diferença em espessura foi atribuída às maiores forças de corte necessárias no processo de usinagem com resfriamento criogênico, resultando em intensificada deformação plástica (AMBROSY *et al.*, 2014). Já na Figura 2(c), pode ser observada em uma imagem gerada por um microscópio óptico, a formação de uma fina camada branca (entre 1 e 2 μm) e presença de uma região termicamente afetada (HAZ - *Heat affected zone*) na microestrutura de uma peça de aço 27MnCr5 endurecida, que foi usinada em um processo de retificação cilíndrica de mergulho com resfriamento criogênico (ABEDRABBO *et al.*, 2021).

Figura 2 – Imagens FIB das camadas superficiais das peças de aço SAE 4140 torneada a seco (a) e torneada com resfriamento criogênico (b). Imagem da microestrutura de uma peça de aço 27MnCr5 endurecida, submetida à retificação cilíndrica de mergulho com resfriamento criogênico (c).



Fonte: Adaptada de Ambrosy *et al.* (2014) e Abedrabbo *et al.* (2021).

Em 2007, Nguyen, Zarudi e Zhang utilizaram nitrogênio líquido com pressão de fornecimento de 1 bar, vazão mássica de 2,38 L/min e amostras de aço 1045 recozidos à 600 °C em processos de retificação plana. O bocal, com geometria de saída circular de 2mm de diâmetro, foi posicionado a um ângulo de 30° em relação à tangente da superfície da amostra e a 50 mm de distância em relação à superfície a ser retificada. Processos de retificação foram realizados com resfriamento criogênico *in-process*, resfriamento por meio de MWF (*Metal working fluid* - Fluido de corte) e a seco. Como a peça de aço estava em seu estado recozido, os ensaios de retificação a seco e com resfriamento criogênico produziram peças com elevados valores de dureza superficial em função do desenvolvimento de fases martensíticas na superfície da peça. No caso da retificação a seco, uma dureza superficial de 750 HV foi verificada, sendo um aumento de 3,75 vezes do valor de dureza do aço utilizado em seu estado recozido. Já para a retificação com resfriamento criogênico, o valor de dureza superficial foi ainda mais alto, tendo sido medido um valor próximo de 1100 HV.

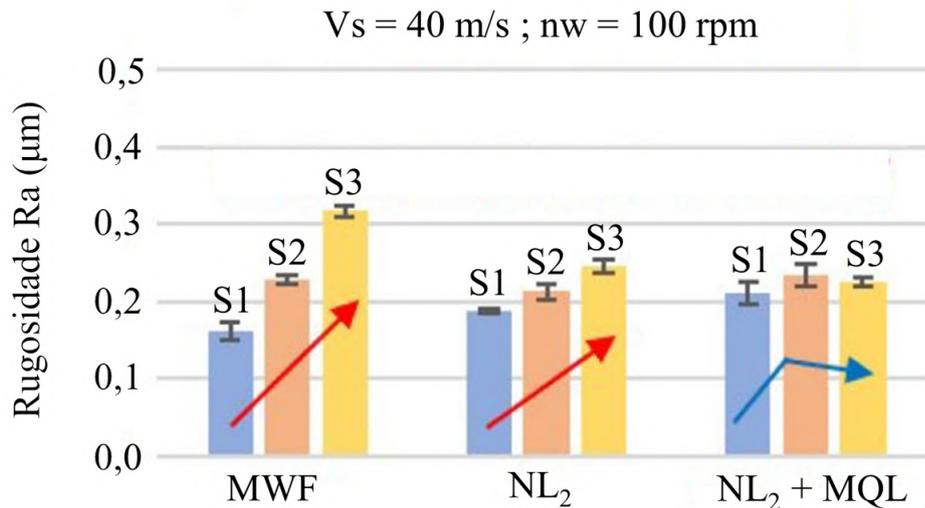
Manimaran, Pradeep kumar e Venkatasamy (2014) compararam experimentos de retificação de superfícies planas com resfriamento criogênico e com resfriamento via fluidos de corte convencionais ou a seco, utilizando um rebolo de óxido de alumínio A60K5V. Um valor de profundidade de corte de 10 μm e velocidade de corte de 31,4 m/s foram adotadas. As amostras de aço inox SAE 316 com resfriamento criogênico *in-process* apresentaram menores valores de rugosidade, com melhoras percentuais na faixa de 48 a 59% em relação ao experimento a seco, e 19 a 32% em relação ao mesmo experimento com resfriamento por MWF. As forças de corte e temperaturas registradas também foram avaliadas, e verificou-se uma queda em seus valores para os ensaios de retificação com resfriamento criogênico. A pressão de fornecimento do jato de nitrogênio também foi analisada e para valores de pressão entre 0,3 e 0,5 MPa, o valor de rugosidade final das peças sofre uma ligeira redução conforme a pressão de fornecimento aumenta, sendo essa diferença mais perceptível conforme a profundidade de corte também aumenta. Para a menor profundidade de corte (10 μm), os valores de energia de retificação específica para os experimentos de retificação a seco, com MWF e com NL_2 foram 48, 41 e 23 J/mm^3 . Por outro lado, para a retificação de peças de aço Hardox 500 com microestrutura martensítica, outro estudo por Bensaid *et al.* (2021) constatou que o resfriamento por meio de MWF's apresentaram as menores forças de corte e energia específica de retificação, enquanto que experimentos com resfriamento criogênico apresentaram valores ligeiramente maiores que aqueles obtidos por retificação a seco. Os valores de energia de retificação específica, adotando-se uma profundidade de corte de 10 μm , para processos de retificação: a seco, resfriado com MWF's e resfriado com NL_2 foram 41,4, 31,5 e 46,5 J/mm^3 , aproximadamente. Todavia, para ambos os estudos, os melhores valores de rugosidade foram obtidos com resfriamento criogênico.

Percebe-se que a aplicação de fluidos criogênicos, a depender do material a ser usinado, das especificações do rebolo, dos parâmetros de fabricação selecionados, podem gerar resultados diferentes em relação às forças de corte, rugosidade superficial e energia específica de retificação. Adicionalmente, todos os estudos mencionados acima foram realizados para processos de retificação de superfícies planas.

Em 2021, Abedrabbo *et al.* perceberam a carência de trabalhos abordando outros tipos de retificações e avaliou a aplicação de fluidos criogênicos em conjunção com técnicas de MQL *in-process* em processos de retificação cilíndrica de mergulho. A pressão do tanque foi mantida em 0,2 MPa, um bocal com abertura circular e diâmetro de 5mm que foi posicionado a uma distância aproximada de 2 cm da região de retificação. Peças de aço 27MnCr5 temperadas e revenidas com uma temperatura superficial entre 59 e 64 HRC foram retificadas por um rebolo CBN 3D1V-400-15-5-25-27-B107-SA-100-V69M. Foram comparadas peças retificadas com resfriamento por meio de MWF's, resfriamento criogênico *in-process* e técnicas de MQL em conjunto com a aplicação do fluido criogênico NL_2 . Na Figura 3, o valor de rugosidade R_a foi plotado em função de duas variáveis: método de resfriamento (MWF's, NL_2 e NL_2 + MQL) e desgaste do rebolo. Para avaliar

essa segunda variável, após a dressagem do rebolo, a superfície S1 de uma peça é retificada e, em sequência, são retificadas, sem uma nova dressagem do rebolo e com os mesmos parâmetros de processo, as superfícies S2 e S3. As superfícies S1, S2 e S3 apresentam as mesmas dimensões geométricas e são compostas pelo mesmo material.

Figura 3 – Valores de rugosidade Ra em função do tipo de resfriamento aplicado e desgaste do rebolo.



Fonte: Adaptada de Abedrabbo *et al.* (2021).

É notável que, para a retificação da primeira superfície S1, a aplicação de MWF ou NL₂ resultam em valores próximos de rugosidade Ra (um pouco abaixo de 0,2 µm). Todavia, para as superfícies S2 e S3 retificadas subsequentemente, a rugosidade resultante torna-se progressivamente mais grosseira. O mesmo padrão também é observado para as peças retificadas exclusivamente com resfriamento criogênico, porém de maneira menos acentuada. A aplicação de técnicas de MQL em conjunto com o fornecimento de fluido criogênico conferiram uma melhor estabilidade dimensional às superfícies (ABEDRABBO *et al.*, 2021). Abedrabbo *et al.* (2021) também analisaram o perfil microestrutural resultantes das peças e concluíram que a aplicação de fluidos criogênicos não provocou mudanças significativas na microestrutura do material. Além disso, foi identificado uma redução na quantidade de defeitos microestruturais para as amostras retificadas com resfriamento criogênico. Os perfis de microdureza em função da profundidade das peças ensaiadas com resfriamento criogênico foram similares àquelas ensaiadas com fluidos de corte convencionais, e um aumento de tensões residuais de compressão na faixa de 4 a 45% foram verificados para as amostras submetidas ao resfriamento criogênico *in-process*.

Por fim, a possibilidade de realizar um processo de retificação cilíndrico de mergulho a seco com pré-resfriamento do corpo-de-prova foi testada, tanto experimentalmente, quanto com o auxílio de simulações numéricas, por Oliveira *et al.* (2015). Nesse estudo, concluiu-se

que a viabilidade do método pode ser dependente das dimensões do corpo-de-prova, e bons resultados, no que diz respeito à temperatura de pico do processo, rugosidade superficial e precisão dimensional do corpo-de-prova, foram alcançados utilizando um valor de desbaste de 0,125 mm e velocidades de mergulho entre 0,028 e 0,076 mm/min.

2.2 Simulações numéricas

Os modelos utilizados em simulações numéricas do processo de retificação podem ser divididos em: modelos micro, que investigam a interação entre corpo-de-prova e grão - avaliando questões como a formação de cavaco, entre outros aspectos -, e modelos macro, nos quais a interação entre corpo-de-prova e rebolo são investigados (DOMAN; WARKENTIN; BAUER, 2009).

Em relação aos modelos macro, normalmente, são realizadas: simulações puramente mecânicas, avaliando, por exemplo, o comportamento dinâmico do rebolo durante o processo de retificação (WARNECKE; BARTH, 1999); simulações puramente térmicas, sendo especialmente relevantes para investigar aspectos relativos à refrigeração, utilização de diferentes fluidos de corte, entre outros (HADAD; SHARBATI, 2016); e simulações termomecânicas para avaliar fenômenos relacionados à geração de tensões residuais oriundas do processo (MOULIK; YANG; CHANDRASEKAR, 2001). Ainda, algumas simulações incorporam modelos metalúrgicos buscando caracterizar a microestrutura da peça após certo ciclo térmico de retificação. Mahdi e Zhang (1995) utilizaram simulações térmicas para avaliar a espessura da camada de martensita formada ao final de um processo simulado de retificação.

Em 2008, Anderson, Warkentin e Bauer avaliaram modelos térmicos desenvolvidos para prever o fluxo de calor em processos de retificação de superfícies planas buscando simular processos de retificação a seco e, após a investigação, verificou-se uma ótima concordância em comparação com dados de temperatura registrados por uma câmera termográfica. Algumas limitações no que diz respeito a performance das simulações foram observadas para temperaturas próximas a 760 °C, elevadas profundidades de corte e aplicação de fluidos refrigerantes na superfície da peça (DOMAN; WARKENTIN; BAUER, 2009).

No que diz respeito à simulação de resfriamento criogênico em processos de usinagem, Davoudinejad *et al.* (2015) realizou simulações termomecânicas de torneamento com a finalidade de avaliar aplicação de um jato de nitrogênio líquido na formação de cavaco, forças de retificação e temperaturas alcançadas em amostras de Ti-6Al-4V. Análises de sensibilidade foram utilizadas para modelar corretamente o raio de aplicação do jato de NL_2 e o coeficiente de convecção de resfriamento do fluido e uma boa concordância foi encontrada entre simulação e experimento, comparando-se a morfologia do cavaco resultante do processo. A diferença percentual entre forças simuladas e experimentais para

este estudo esteve entre 6 e 8%, forças estas que podem ser correlacionadas com os mapas de tensão e, conseqüentemente, com o padrão de deformação da superfície.

No caso da retificação cilíndrica de mergulho, Pang *et al.* (2019) desenvolveram um modelo com base no perfil de distribuição de calor para os casos de retificação a seco e com aplicação de fluidos de corte. Uma distribuição estatística de Weibull foi adotada para definição do fluxo de calor, sendo que os parâmetros dessa distribuição são determinados com base nos parâmetros de retificação, do rebolo, do material da peça e do fluido de corte adotado. Todavia, fluidos criogênicos apresentam um considerável diferencial de temperatura em relação à temperatura ambiente, variável esta que não é levada em consideração no modelo desenvolvido.

Weber *et al.* (2023) desenvolveram um modelo térmico para avaliar a aplicação do pré-resfriamento criogênico em processos de retificação de superfícies planas. Nele, foram consideradas a trocas de calor entre peça e ambiente por convecção, a troca de calor por condutância térmica de contato entre peça e elementos fixadores da máquina e uma fonte de calor móvel para representar a geração de calor na superfície que está sendo usinada. As simulações foram validadas mediante experimentos de retificação com a realização medição de temperaturas subsuperficiais por meio de termopares inseridos no interior das peças.

3 METODOLOGIA

Este capítulo está dividido em três seções. A primeira, intitulada 'Materiais e equipamentos', trata das especificações técnicas das amostras ensaiadas nesse estudo, bem como os equipamentos envolvidos na realização dos experimentos. A seção de "Procedimentos experimentais" contém informações pertinentes à maneira como foram conduzidos cada um dos experimentos deste trabalho. Por fim, a última seção, com o título 'Modelagem e simulações numéricas', contém os detalhes da modelagem térmica desenvolvida e das simulações numéricas executadas.

3.1 Materiais e equipamentos

Ao total, foram ensaiados corpos-de-provas com três tipos de geometrias: D28, D30 e D100. A principal diferença entre os corpos-de-prova com geometria D28, D30 e D100 trata-se do diâmetro de trabalho das peças, que apresentam valores nominais de 28, 30 e 100 mm. Os corpos-de-prova com geometria D28 e D30 foram fabricados a partir de um tarugo de aço SAE 4140, denominado tarugo #1, com diâmetro inicial de 31,75 mm, enquanto que os corpos-de-prova D100 foram fabricados a partir de um outro tarugo de mesmo material, denominado tarugo #2, com diâmetro inicial de 101,6 mm. A composição química dos tarugos, que foram informadas pelo fornecedor do produto, estão apresentadas na Tabela 1.

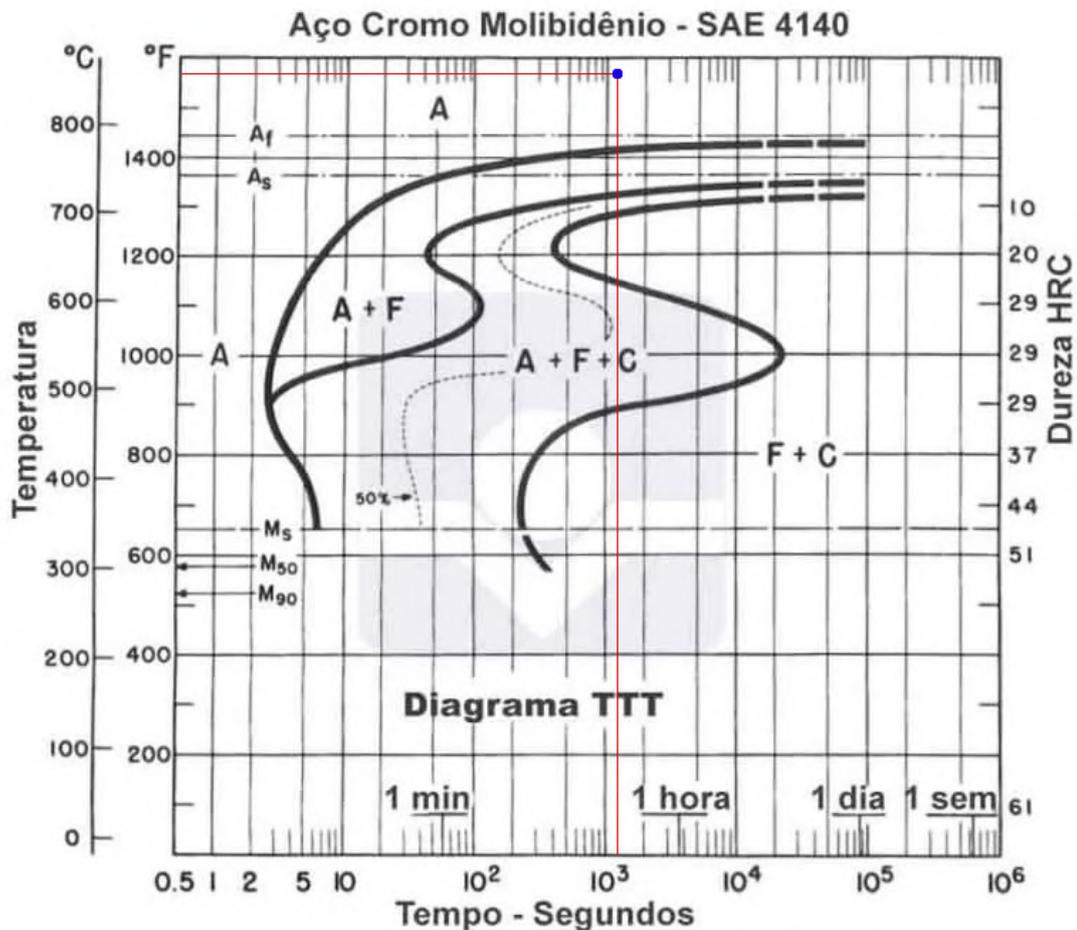
Tabela 1 – Composição química dos tarugos utilizados para a fabricação dos corpos de prova.

Tarugo	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	W	V	Cu
#1	0,390	0,940	0,250	0,010	0,006	1,040	0,180	0,230	0,000	0,010	0,010
#2	0,400	0,870	0,260	0,010	0,007	1,030	0,030	0,220	0,000	0,000	0,090

Fonte: Elaborada pelo autor.

Todos os corpos-de-prova fabricados foram subsequentemente temperados e revenidos, até que um valor de dureza superficial de 650 HV (aproximadamente 56 HRC) fosse alcançado. Com relação ao tratamento térmico, as peças foram pré-aquecidas até uma temperatura de 300 °C e, em seguida, mantidas em um forno com temperatura de referência de 860 °C em banho de sal por 30 minutos, temperatura esta que está acima de temperatura crítica final de transformação austenítica Ac_3 (representada na Figura 4 pelo símbolo A_s). Após os 30 minutos, as peças foram resfriadas em martêmpera, a uma temperatura de 170 °C, buscando-se obter uma melhor homogeneidade da microestrutura e provocar o mínimo de distorções possível nas dimensões geométricas dos corpos-de-prova.

Figura 4 – Diagrama TTT do aço SAE 4140 com indicação de temperatura máxima atingida e tempo do tratamento térmico.



Fonte: Elaborada pelo autor.

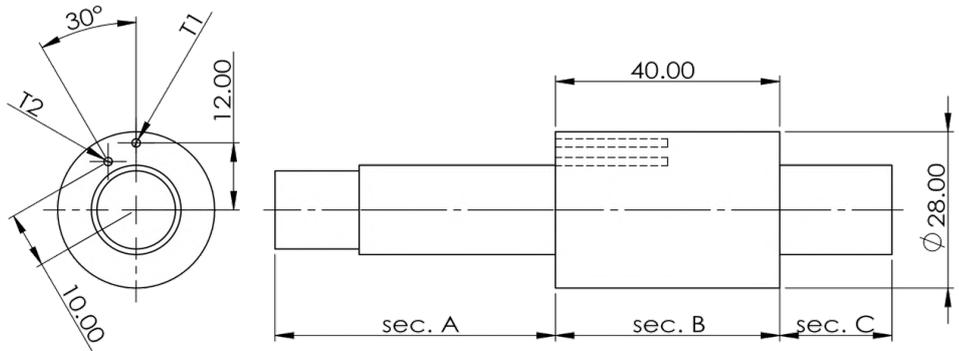
Com base no diagrama, considerando a temperatura de referência do forno e o tempo que as peças foram mantidas nele (representadas pelo ponto azul no diagrama), assim como o posterior rápido resfriamento em martêmpera, a microestrutura gerada deverá ser martensítica com austenita retida. A austenita está representada pela letra A e a ferrita está representada pela letra F na Figura 4.

Os corpos-de-prova com geometria D28, cujas dimensões podem ser visualizadas na Figura 5, foram utilizados nos experimentos de calibração do sistema de medição de temperatura e aprimoramento da modelagem e simulações; experimentos estes que serão detalhados na próxima seção. Também foram utilizadas as peças D28 para a avaliação da retificação a seco e com resfriamento criogênico *in-process*.

O cilindro central B é a porção da peça que a ser retificada, já as seções cilíndricas A e C estão presentes apenas para realizar a fixação da peça nos contrapontos da máquina. O furo cego mais distante do centro do cilindro, com distância de 2 mm da superfície externa (raio 12 mm - R12) do trecho B da peça, foi denominado ponto T1; enquanto que

o ponto mais interno, com distância de 4 mm da superfície externa (raio de 10 mm - R10), foi denominado T2. Os termopares foram inseridos nessas cavidades, até que a ponta de cada um dos termopares encostasse no fundo do furo cego.

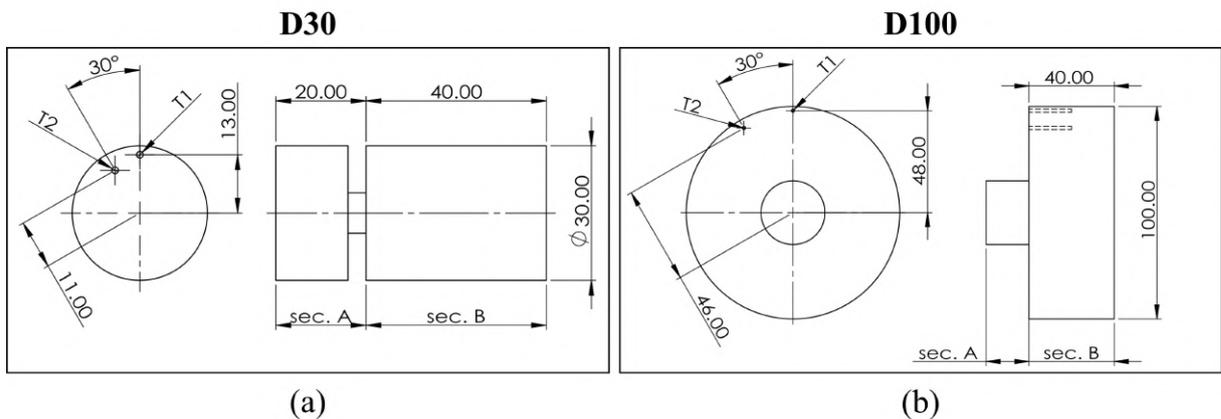
Figura 5 – Geometria e dimensões do corpo-de-prova D28.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Os outros dois tipos de geometrias, denominadas D30 (Figura 6(a)) e D100 (Figura 6(b)) foram projetados de forma similar, somente sendo alterado o diâmetro da seção cilíndrica a ser retificada e, conseqüentemente, alterando-se também as razões de volume sobre área de superfície V/A_s das amostras, razão esta que pode ser importante para determinar a viabilidade dos métodos de resfriamento com NL_2 propostos, especialmente o método de pré-resfriamento (OLIVEIRA *et al.*, 2015). Para a posição dos furos dessas peças, mantiveram-se as mesmas distâncias de 2 mm e 4 mm em relação ao raio da superfície externa do cilindro central B, como pode ser visualizado na Figura 6.

Figura 6 – Geometria e dimensões dos corpos-de-prova D30 e D100.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para a execução dos processos de retificação, foi utilizada a máquina Zema modelo Numerika G-800-HS (Figura 7) presente no NUMA (Núcleo de Manufatura Avançada),

localizado na Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo (EESC - USP) - Campus 1. Como ferramenta abrasiva, um rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3) com especificações 38 A 80 J VHB e diâmetro de 500 mm foi utilizado para todos os experimentos de retificação do trabalho. O dressador utilizado para a dressagem foi um triplo fliesen diamantado.

Figura 7 – Retífica cilíndrica Zema modelo Numerika G-800-HS.



Fonte: Elaborada pelo autor.

O sistema de medição de temperatura é composto por dois termopares nus do tipo K, fornecendo medições contínuas entre a faixa de temperatura de -200 até 1260 °C, um sistema telemétrico - que contém um dispositivo emissor de sinais e um dispositivo receptor de sinais-, uma placa NI USB-6341 com conectores BNC e um notebook com o programa *LabView* instalado, como apresentado na Figura 8.

Em um processo de retificação cilíndrica, a medição de temperatura por meio de termopares inseridos na peça e conectados a uma unidade de processamento fixa resultaria no enrolamento dos fios dos termopares, em função do movimento de rotação ao qual a peça estaria submetida durante o processo. Desta forma, os termopares estão conectados a um dispositivo denominado unidade telemétrica. Esse dispositivo é responsável por girar em conjunto com os termopares e peça, e emitir via *bluetooth* os sinais dos termopares para uma unidade receptora de sinais externa. Essa unidade receptora transfere os sinais para a placa NI USB-6341 que está conectada ao notebook com o programa *Labview* instalado,

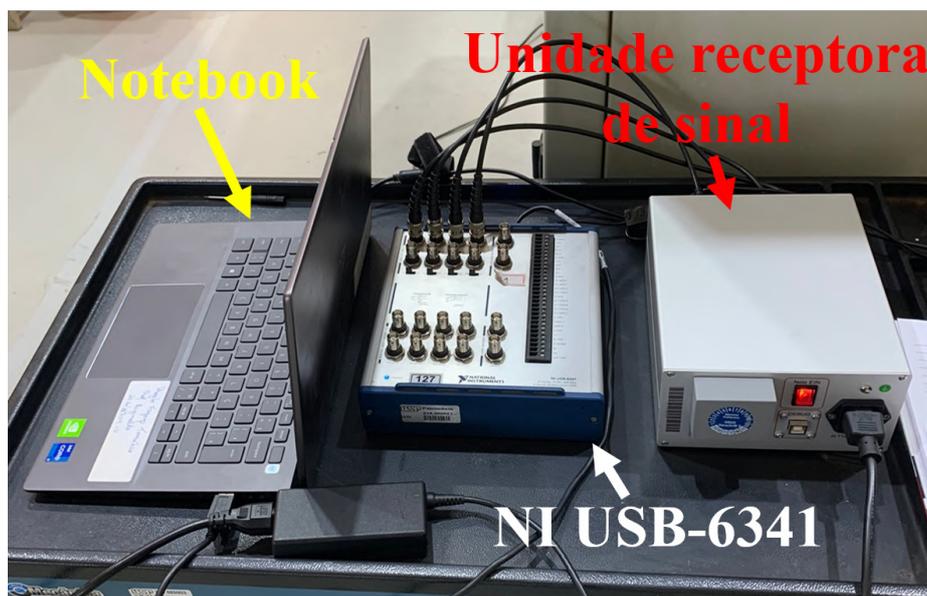
como mostra as Figuras 8 e 9, permitindo a visualização, processamento e extração de dados pelo usuário.

Figura 8 – Sistema de telemetria (emissor) instalado na retificadora Zema (a); unidade receptora conectada a placa de aquisição NI-USB 6341 (b).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 9 – Unidade receptora conectada a placa de aquisição NI-USB 6341 e notebook.



Fonte: Elaborada pelo autor.

O sistema telemétrico possui uma função de transferência não-linear com 10 bit de resolução. A placa NI USB-6341 apresenta entradas analógicas com taxa máxima de aquisição de 500 kHz, 12 bits de resolução e acurácia de $2,19 \mu\text{V}$.

A calibração do sistema de medição foi realizada por meio de um banho termostático do NETeF (Núcleo de engenharia térmica e fluidos), em que a temperatura de um líquido, no qual os termopares estão inseridos, é ajustada para um valor de referência T_{sp} por um sistema de controle e, após o regime permanente ser alcançado, são medidos os valores de tensão para esta temperatura por 25 segundos. A temperatura real do fluido nesse intervalo de tempo, que também foi registrada, é medida por um termômetro *Fluke Calibration 1523 Handheld Thermometer Readout* com acurácia para termopares do tipo K de $\pm 0.61 \text{ }^\circ\text{C}$ na faixa de -200 a $0 \text{ }^\circ\text{C}$ e de $\pm 0.24 \text{ }^\circ\text{C}$ na faixa 0 a $1370 \text{ }^\circ\text{C}$.

No caso dos experimentos com resfriamento *in-process*, um tanque pressurizado com capacidade de 50 L e pressão máxima de 0,4 MPa, projetado pela empresa *Metal Cryo*, foi utilizado para o armazenamento e fornecimento de nitrogênio líquido durante os experimentos. Adicionalmente, uma balança Micheletti MIC200 60x80cm com precisão de 0,050 kg foi utilizada para estimar a vazão mássica do fluido criogênico. Ambos equipamentos estão retratados na Figura 10, por meio de uma fotografia.

Figura 10 – Tanque de armazenamento/fornecimento do fluido criogênico e balança digital para medição de fluxo mássico durante os processos.



Fonte: Elaborada pelo autor

Para a medição de potência do ciclo de retificação, um notebook foi conectado a uma unidade de controle SINAMICS G120 - CU320, da Siemens AG, onde os dados de saída da unidade foram transmitidos via cabo crossover para um PC de apoio da retífica

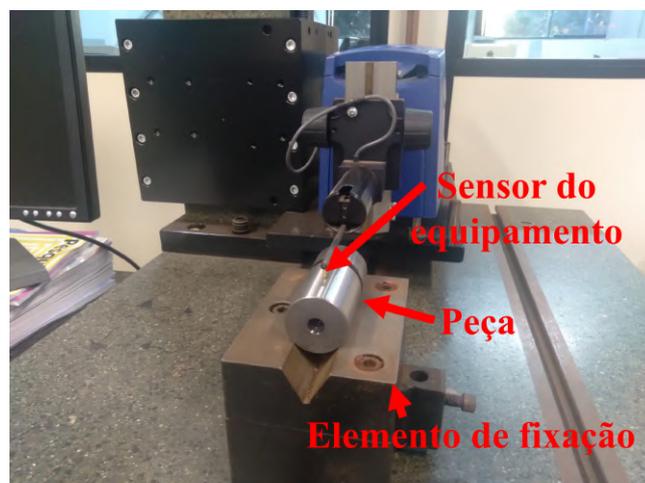
e então coletados através do software STARTER, também da Siemens AG. Foi possível, dessa forma, a diferenciação entre a potência efetivamente utilizada durante o processo de retificação e a potência para giro livre do rebolo. Um filtro média móvel de 10 a 20 pontos foi aplicado às curvas de potência registradas para a redução de ruído presente nos sinais. A taxa de amostragem utilizada para as medições de potência foi de 50 Hz.

Com relação à detecção de contato entre rebolo e peça e rebolo e dressador, um sensor de emissão acústica (EA) foi posicionado próximo ao contraponto e outro próximo à ferramenta de dressagem. O sinal de EA foi utilizado para a construção de um mapa acústico do processo de retificação e dressagem. O mapa acústico representa a distribuição da emissão acústica ao redor da superfície de corte do rebolo e ao longo do tempo, em tensão RMS (*Root mean square*), do processo de retificação, na região de contato entre rebolo-peça, de acordo com o método desenvolvido por Oliveira e Dornfeld (1994) e Oliveira e Dornfeld (2001). O gráfico de mapa acústico contém o valor do sinal de emissão acústica (EA), captado por um sensor de EA, posicionado no contraponto. Esse sinal de EA, após processamento, é plotado numa escala de cores 0 (sem contato) e $3 U_{rms}$ (máxima intensidade), que pode ser correlacionado com a intensidade do contato entre o rebolo e a superfície da peça sendo retificada.

Ainda, uma câmera Logitech foi instalada no interior da máquina para a captura de vídeo dos ensaios.

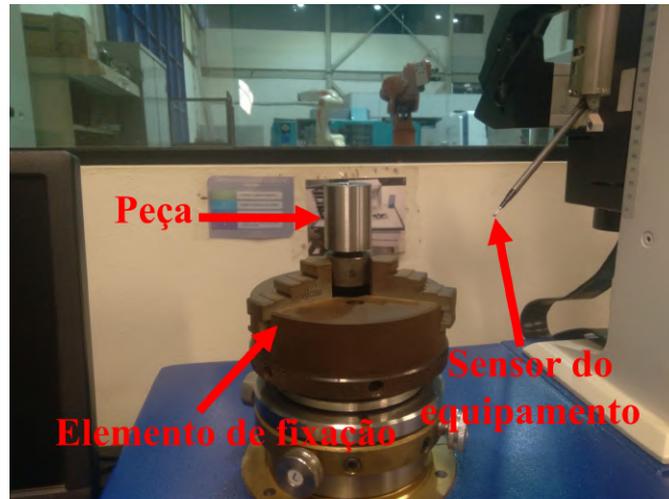
A rugosidade das peças retificadas foi medida utilizando-se um rugosímetro de bancada Taylor Hobson Surtronic S25 (Figura 11(a)). A circularidade das peças foi medida utilizando-se um medidor de circularidade Taylor Hobson Talyrond 131 (Figura 11(b)).

Figura 11 – Foto do rugosímetro Taylor Hobson Surtronic S25 de bancada (a) e Taylor Hobson Talyrond 131 para inspeção da circularidade das peças (b).



(a)

Figura 11 – Foto do rugosímetro Taylor Hobson Surtronic S25 de bancada (a) e Taylor Hobson Talyrond 131 para inspeção da circularidade das peças (b) (cont.).



(b)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Por fim, após os experimentos de retificação, um entalhe foi efetuado em cada uma das amostras, para que variações na microestrutura próxima à superfície retificada possam ser avaliadas por meio de um microscópio óptico BX40M.

3.2 Procedimentos experimentais

Os procedimentos experimentais conduzidos no trabalho foram divididos em três categorias de experimentos, e uma etapa extra de avaliação do acabamento superficial em conjunto com a análise de microestrutura das amostras retificadas:

- Primeira: Experimentos pertinentes à calibração do sistema de medição de temperatura;
- Segunda: Experimentos pertinentes exclusivamente à modelagem e simulação dos fenômenos térmicos;
- Terceira: Experimentos de retificação.

3.2.1 Experimentos pertinentes à calibração do sistema de medição de temperatura

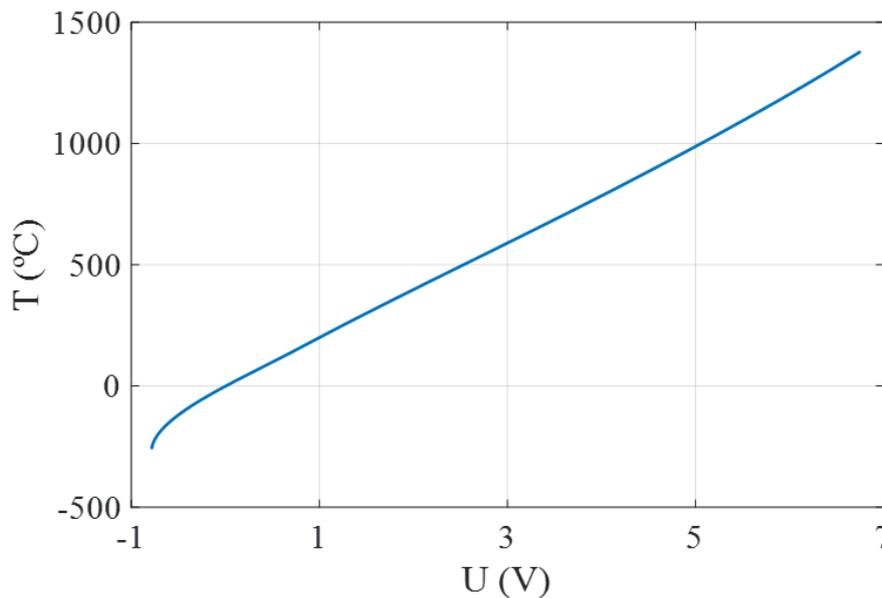
Na tabela fornecida pelo fabricante da unidade de telemetria (ver a página 3 do documento anexado no Apêndice A, modelo AD8494), cujos dados foram plotados no gráfico da Figura 12, há uma considerável perda de linearidade para a faixa de valores de temperatura negativos e, portanto, o processo de calibragem tornou-se relativamente complexo.

Fazendo uso do banho térmico disponível no NeTef, os termopares do sistema de medição foram imersos em um fluido para as diferentes temperaturas de referência: T_{sp} de -20, 0, 20, 40, 60 e 80 °C . O valor médio de tensão foi calculado para cada T_{sp} adotado e uma regressão linear pode ser aplicada a esse conjunto de dados a fim de obter os parâmetros lineares m_c e b da Equação da reta 3.1, em que T é a temperatura e U é a tensão elétrica.

$$T = m_c \cdot U + b \quad (3.1)$$

Extrapolar a função de conversão $T = m_c \cdot U + b$ para valores de temperatura abaixo de -20 C resultariam em valores incorretos de temperatura devido à não-linearidade informada pelo fabricante. Por conta disso, foi calculada a razão entre o m_c e a tangente média do fabricante na faixa de $-20 < T < 80$ °C, para que seja definida uma constante de proporcionalidade p entre as tangentes experimental do projeto e da curva do fabricante.

Figura 12 – Curva de temperatura por tensão fornecida pelo fabricante.



Fonte: Elaborada pelo autor.

A partir disso, a tangente do projeto pode ser determinada fora da faixa de temperatura da calibração simplesmente multiplicando a tangente do fabricante pela constante de proporcionalidade. Dessa forma:

$$T = U \cdot m(U) + b \quad (3.2)$$

A função $m(U)$ pode ser obtida calculando-se a derivada numérica da curva $U - T$ para os diferentes valores fornecidos pelo fabricante (Figura 12) e ajustando esses pontos

por uma função apropriada. Esse ajuste foi realizado utilizando o método dos mínimos quadrados não-linear por meio de um algoritmo de Gauss-Newton.

Foi aplicado um filtro média móvel de 60 pontos nos valores de temperatura registrados pelo sistema de medição, de forma a reduzir o ruído presente nos sinais. A considerável quantidade de pontos de filtro é justificada pela alta taxa de amostragem utilizada, apresentando uma frequência de 1000 Hz.

3.2.2 Experimentos pertinentes exclusivamente à modelagem e simulação dos fenômenos térmicos

Um total de quatro experimentos foram realizados com o intuito de aprimorar as simulações no que diz respeito aos fenômenos de convecção natural e condutância térmica de contato. Os experimentos 1 e 2 consistiram em aquecer uma das peças D28 até a temperatura de ebulição da água e, em seguida, aguardar a peça resfriar naturalmente até a temperatura ambiente. Esse resfriamento ocorre somente em função da convecção natural entre peça e ar no primeiro caso; e por convecção em conjunto com a condutância térmica de contato no experimento 2, visto que a peça é acoplada nos contrapontos da retificadora cilíndrica externa para este caso. O mesmo procedimento foi adotado para os experimentos 3 e 4, porém aqui, a peça é resfriada em nitrogênio líquido e subsequentemente aquecida naturalmente até a temperatura ambiente por convecção pura ou por convecção e condutância térmica de contato, como mostra o Quadro 1.

Quadro 1 – Experimentos de convecção e condutância.

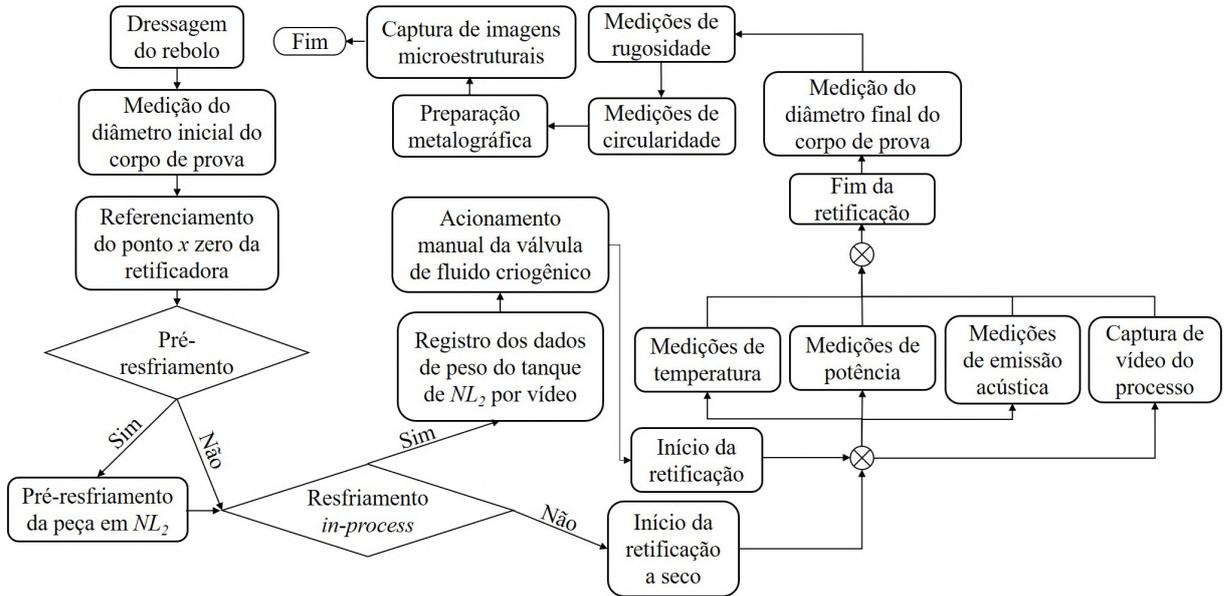
Exp n ^o	Temperatura inicial (°C)	Convecção	Condutância
1	100	✓	X
2	100	✓	✓
3	-196	✓	X
4	-196	✓	✓

Fonte: Elaborada pelo autor.

3.2.3 Experimentos de retificação

Um fluxograma simplificado do procedimento experimental adotado para a execução dos processos de retificação e posterior avaliação do acabamento superficial foi elaborado, estando retratado na Figura 13.

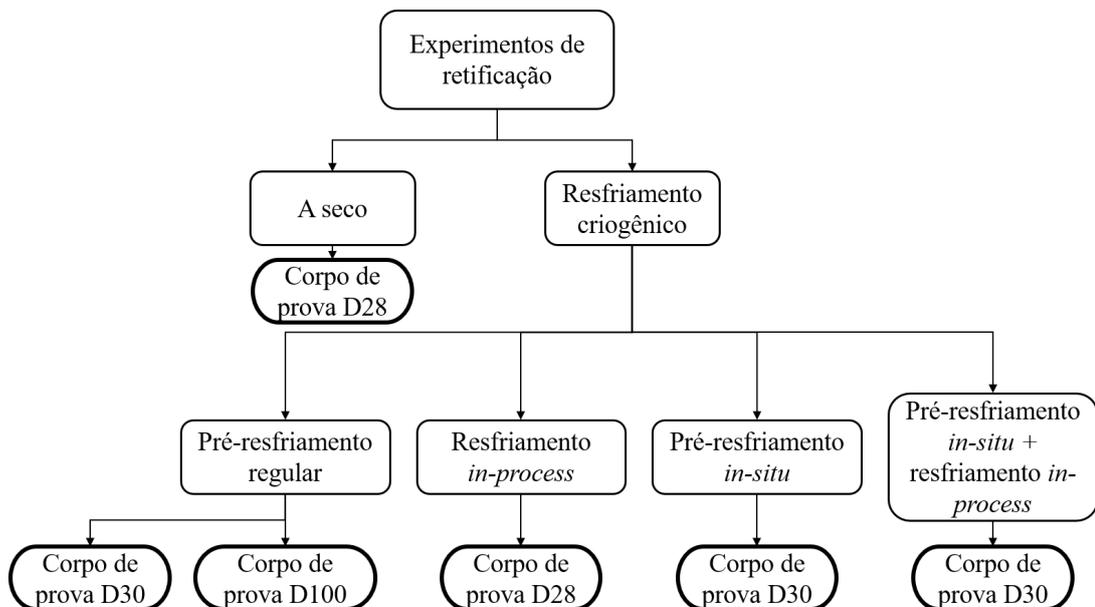
Figura 13 – Fluxograma contendo procedimento experimental para a realização dos processos de retificação e avaliação do acabamento superficial.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Como mostra o fluxograma da Figura 14, cinco diferentes formas de realizar o processo de retificação foram testadas neste trabalho.

Figura 14 – Fluxograma contendo os experimentos de retificação realizados com indicação da geometria do corpo-de-prova usinado.



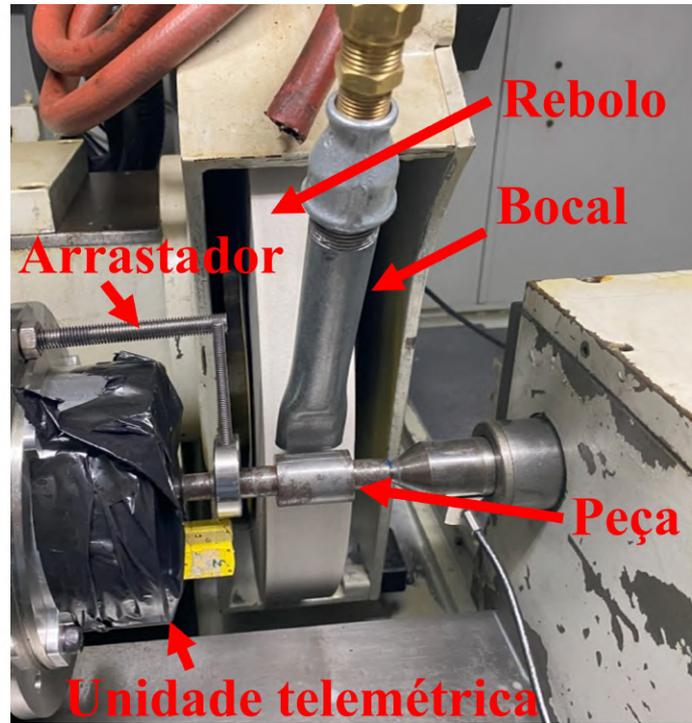
Fonte: Elaborada pelo autor.

O primeiro método consistiu em realizar o processo a seco, sem qualquer tipo de fluido lubrificante/refrigerante, enquanto que os outros quatro métodos diferem apenas na

forma como o fluido criogênico NL_2 é aplicado. No total, 6 experimentos de retificação foram conduzidos: um experimento a seco e os outros cinco com aplicação criogênica. A seguir está uma descrição mais detalhada de cada um dos métodos de resfriamento utilizados nos processos de retificação:

- Retificação a seco: neste método, como mencionado anteriormente, a peça é retificada sem nenhum tipo de fluido lubrificante/refrigerante. Apenas um experimento de retificação a seco com a peça D28 foi realizado, com a intenção de validar a fonte de calor térmica das simulações (que será introduzida na seção 3.3 do trabalho) e servir para fins comparativos no que diz respeito às temperaturas máximas atingidas, potência de retificação e acabamento superficial resultante das peças submetidas a métodos de resfriamento criogênicos;
- Resfriamento *in-process*: neste método, a ação de resfriamento criogênico é direcionada na zona de retificação. Ambos rebolo e peça são resfriados por meio de um jato de fluido criogênico de alta velocidade. Um experimento, com a peça D28, foi realizado com a aplicação desta estratégia de resfriamento. A pressão de fornecimento do fluido criogênico foi mantida em 0,2 Mpa, permitindo uma comparação mais direta com os resultados de Abedrabbo *et al.* (2021). O bocal utilizado para a aplicação do nitrogênio possui uma geometria de saída retangular com base de 31,2 mm e largura de 6,5 mm e, para os experimentos com resfriamento *in-process*, foi posicionado próximo à interface peça-rebolo, de forma que o NL_2 possa alcançar a zona de retificação (ver a foto aproximada na Figura 15(b));
- Pré-resfriamento regular: para este caso, a peça é mantida imersa em um contêiner de poliestireno expandido com NL_2 (Figura 16(a,b)) e, após a estabilização da temperatura, a peça é acoplada na máquina para passar pela operação de retificação (Figura 16(c)), que é realizada a seco (sem meios de arrefecimento adicionais). Dois experimentos foram executados com pré-resfriamento regular, alterando-se apenas a geometria do corpo-de-prova (peças D30 e D100) com o objetivo de avaliar a influência da razão V/A_s nas variáveis do processo, acabamento superficial e microestrutura.
- Pré-resfriamento in-situ: Um experimento foi executado com o corpo-de-prova D30 aplicando essa estratégia de resfriamento. Para esse caso, o pré-resfriamento, por meio de um jato pressurizado de NL_2 direcionado a sua superfície externa, foi realizado com a peça já acoplada no interior da máquina. Em seguida, o processo de retificação foi realizado a seco. Esse procedimento foi adotado com a finalidade de verificar qual forma de pré-resfriamento é mais eficaz com relação aos seguintes pontos: velocidade de resfriamento da peça e retenção de temperaturas criogênicas até o início do experimento. O *setup* experimental deste método é virtualmente idêntico àquele representado na Figura 15;

Figura 15 – *Setup* experimental do processo de retificação com resfriamento *in-process* com indicações dos elementos (a) e *zoom-in* na interface rebolo-peça-bocal.



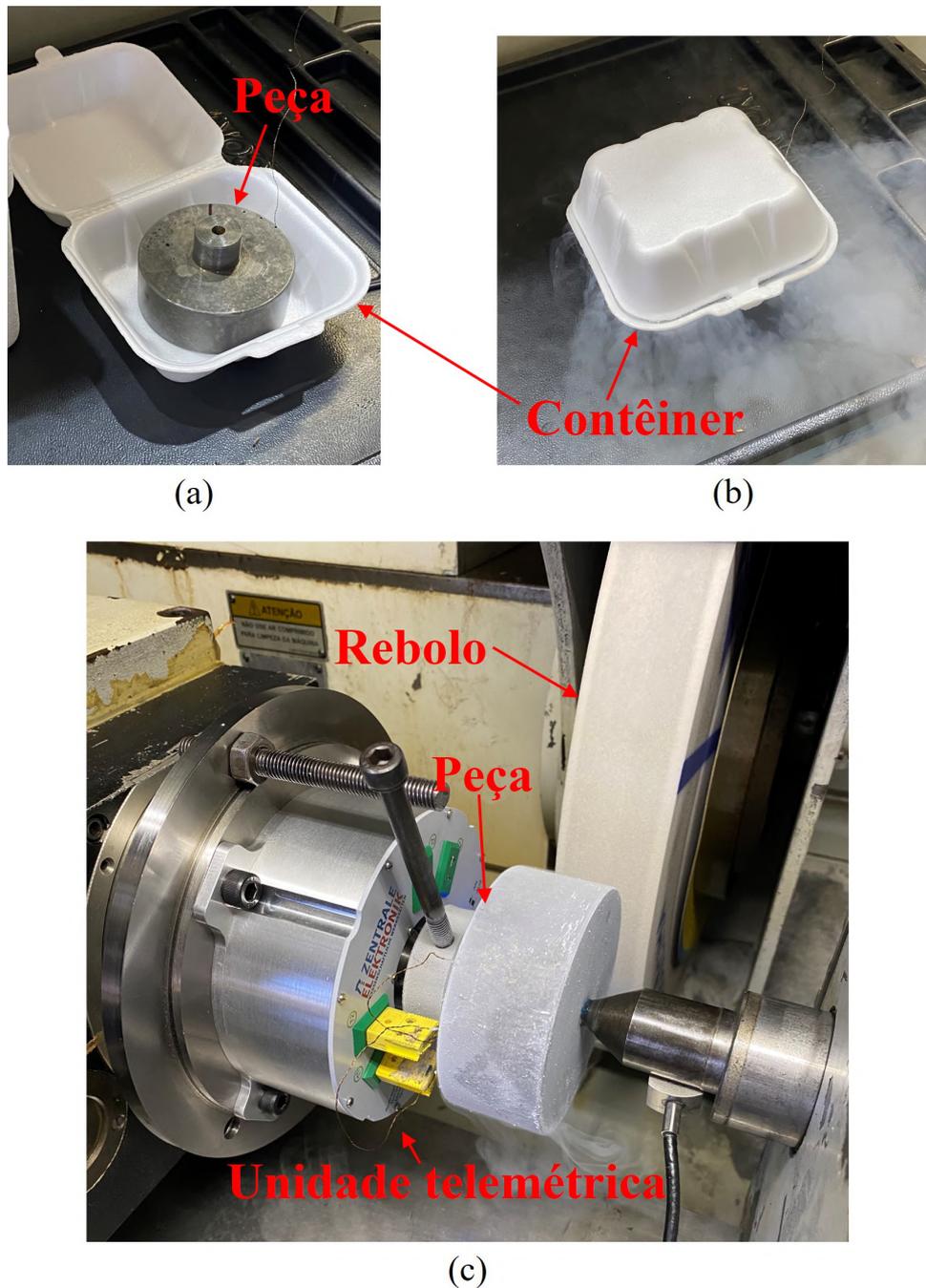
(a)



(b)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 16 – *Setup* experimental do processo de retificação com pré-resfriamento.



Fonte: Elaborada pelo autor.

- Pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process*: Para o último experimento deste trabalho, foi realizado um pré-resfriamento *in-situ* da peça, porém durante a retificação, a estratégia de resfriamento *in-process* por meio de um jato de NL_2 a uma pressão de 0,4 Mpa foi aplicada. Uma vantagem que este método procura explorar trata-se da redução da amplitude térmica ao qual a peça estará submetida, dado que a peça deverá partir de uma temperatura criogênica e, com o resfriamento *in-process*, esta temperatura deverá ser parcialmente preservada. Novamente, o *setup*

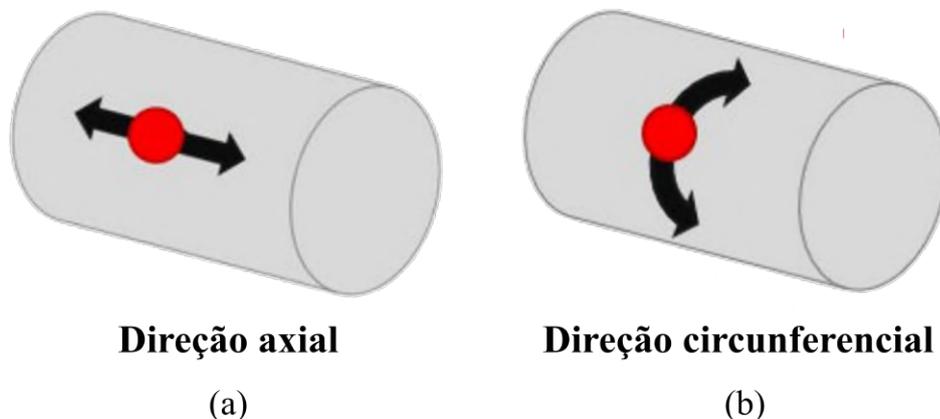
experimental adotado para este método está retratado na Figura 15.

Todos os experimentos de retificação foram precedidos pela dressagem do rebolo, adotando-se um grau de recobrimento $U_d = 7$, 5 passes de dressagem e profundidade de dressagem de 20 μm . Também, para todos os experimentos, manteve-se uma taxa de remoção de material específica $Q'w = 0,83 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ e velocidade de corte de 30 m/s. Foi adotado um valor de Sobremetal de 0,3 mm do diâmetro da peça, portanto, uma peça de 30 mm de diâmetro deverá, ao fim do processo, apresentar um diâmetro de 29,7 mm. O tempo de *spark-out* foi definido como 4 segundos, correspondendo a 6,6 revoluções da peça.

3.2.4 Avaliação do acabamento superficial e microestrutura das amostras

A uniformidade das superfícies externas retificadas foi avaliada por um medidor de rugosidade Taylor Hobson Surtronic S25 (medição na direção axial, como mostra a Figura 17) e um medidor de circularidade (medição na direção circunferencial, como mostra a Figura 17) Taylor Hobson Talyrond 131. Com base nas medições do equipamento Talyrond 131, foram construídos os diagramas de circularidade utilizando um filtro Gaussiano com faixa de medição do filtro de 1-150 ondulações por revolução (upr). Com base nesses diagramas, foram computados os valores de desvio de circularidade pico-vale (RONt) das amostras. Já para as medições de rugosidade, que foram efetuadas na direção da largura de retificação das amostras, foi utilizado um valor de *Cut-off* de 0,8 mm e 4,0 mm de comprimento de amostragem. Assim, foram computados os valores de rugosidade aritmética principal (R_a) e altura máxima (R_z [DIN]). Todas as medições de rugosidade e cilindricidade foram realizadas três vezes e uma média aritmética foi aplicada para a determinação do valor efetivamente considerado.

Figura 17 – Direções das medições de rugosidade (a) e circularidade (b).



Fonte: Adaptada de Abedrabbo *et al.* (2021).

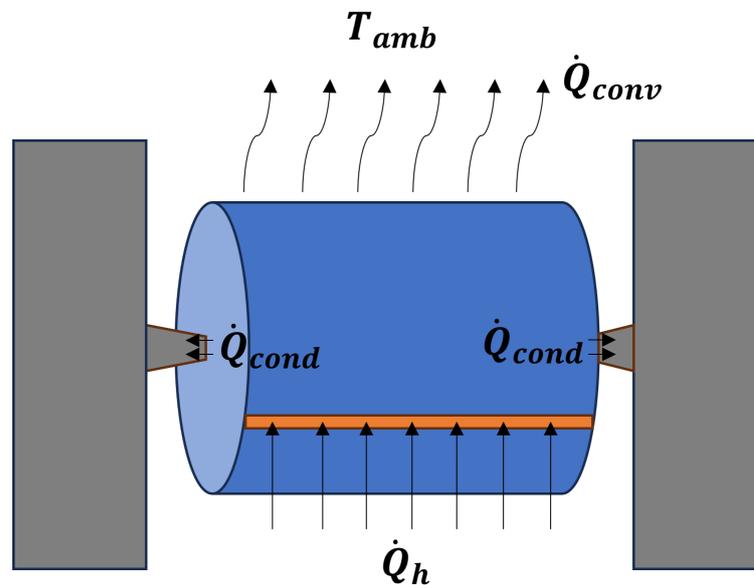
O corte para a confecção dos entalhes nos corpos-de-prova foi realizado por meio de um processo de eletroerosão a fio, impedindo que a temperatura da amostra sofra significativa elevação em sua temperatura, conseqüentemente impedindo também que qualquer alteração microestrutural posterior fosse induzida nas peças. As superfícies dos entalhes foram, então, polidas por lixas progressivamente mais finas, e um ataque químico com Nital 2% foi empregado nas superfícies. Todas imagens foram registradas com uma ampliação de 20x por meio de um microscópio óptico BX40M.

3.3 Simulações numéricas

As simulações numéricas conduzidas neste trabalho foram elaboradas no programa de computador *Abaqus* e limitaram-se a modelar apenas os fenômenos térmicos do processo. Desta forma, deformações e aspectos mecânicos referentes à remoção de material foram desconsiderados.

Considerando-se um processo de retificação cilíndrica de mergulho a seco, foram modelados os seguintes fenômenos térmicos: a troca de calor por convecção \dot{Q}_{conv} entre peça e ambiente, a transferência de calor por condutância térmica de contato \dot{Q}_{cond} entre peça e contrapontos da máquina, e a geração de calor \dot{Q}_h na interface de contato entre rebolo e peça, que está representada pela área vermelha na Figura 18.

Figura 18 – Modelagem térmica do processo de retificação a seco.



Fonte: Elaborada pelo autor.

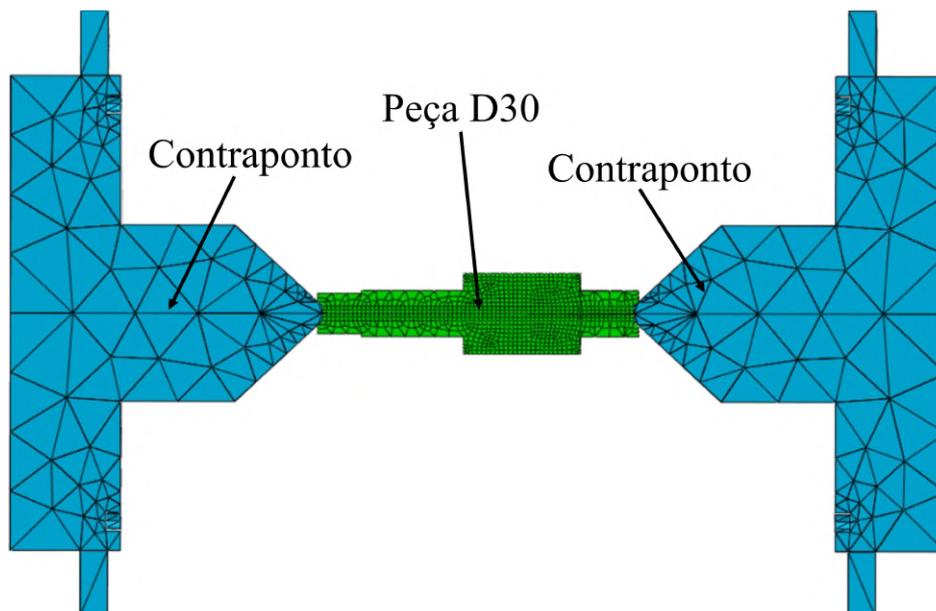
A radiação emitida pelo corpo-de-prova foi desconsiderada pelo modelo dado que, em geral, para esse tipo de problema, convecção e condução são os fenômenos térmicos dominantes que governam a dissipação de calor. A transferência de calor por radiação

torna-se significativa quando o problema lida com elevados valores de temperatura absoluta. Levando em consideração que os métodos de resfriamento que estão sendo avaliados buscam manter as temperaturas do processo o mais próximo possível da temperatura ambiente, uma elevada acurácia para altos valores de temperatura não está no escopo deste trabalho.

A condutância térmica de contato entre os corpos foi implementada através da adição de modelos 3D dos contrapontos (em verde) nas simulações, que podem ser visualizados em conjunto com a peça (em azul) na Figura 19. Foi ajustado o valor o parâmetro *conductance* h_c (condutância térmica de contato), que tem relação com a permissibilidade do fluxo de calor entre elementos dos objetos que desempenham essa interação de condutância por contato.

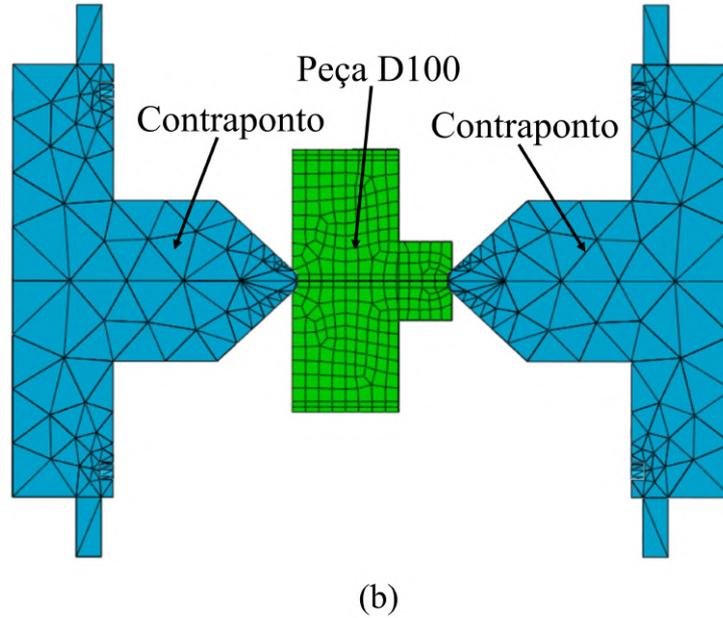
Dois modelos foram elaborados, um com a peça D28 e outro com a peça D100, cujas vistas em corte, de forma a permitir a visualização interna das malhas, estão representadas na Figura 19. Para o modelo da peça D28, foi definido um número 14633 nós com distância média de 1,5 mm entre eles, resultando em uma malha com 14816 elementos. Já para o modelo da peça D100, uma distância média entre nós de 5,0 mm foi adotada, resultando em uma malha com 6888 nós e 5920 elementos. Um maior valor de distância média entre nós foi adotado para reduzir o tempo de processamento da peça D100, que possui um maior volume. Em ambos os modelos, essa distância média elementos próximos foi mantida abaixo de 1,0 mm, dado que esta é uma região de interesse. O número de nós e elementos de cada um dos contrapontos para ambos os modelos foram 986 e 3691, respectivamente.

Figura 19 – Visualização da malhas por meio de vista em corte dos modelos 3D elaborados para as simulações das peças D28 (a) e D100 (b).



(a)

Figura 19 – Visualização da malhas por meio de vista em corte dos modelos 3D elaborados para as simulações das peças D28 (a) e D100 (b) (cont).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Uma fonte de calor móvel com base nas soluções propostas por Jaeger e Carslaw é uma abordagem relativamente simples e adequada para modelar o calor gerado na área de contato entre rebolo e peça em processos de retificação (DEIVANATHAN; VIJAYARAGHAVAN, 2013). Para implementação desse modelo, é necessário que seja informada a área em que ocorre a passagem do fluxo de calor e a magnitude da fonte de calor.

Para determinar a área do fluxo, serão consideradas a largura de retificação b e o comprimento geométrico de contato l_g entre rebolo e peça. A largura de retificação é equivalente ao comprimento da seção B dos corpos-de-prova, que é igual a 40 mm para todas as peças ensaiadas neste trabalho. Já o comprimento de contato geométrico, no caso de uma retificação cilíndrica de mergulho, pode ser determinado por meio da Equação 3.3 (ROWE *et al.*, 1993).

$$l_g = (a_e d_e)^{0.5} \quad (3.3)$$

Em que: a_e é a profundidade de corte e d_e é o diâmetro equivalente do rebolo, que é dado pela Equação 3.4 (QI; ROWE; MILLS, 1997).

$$\frac{1}{d_e} = \frac{1}{d_s} \pm \frac{1}{d_w} \quad (3.4)$$

Em que: d_s é diâmetro do rebolo, d_w é o diâmetro da peça e o sinal da operação no segundo termo da equação é de soma em processos de retificação de mergulho para diâmetros externos.

A magnitude da fonte de calor pode ser calculada por meio da Equação 3.5 (MALKIN; GUO, 2007).

$$q_w = R_w \frac{P_m}{l_g b_g} \quad (3.5)$$

Em que: R_w é a partição de energia para a peça, P_m é a potência média de retificação, l_g é o comprimento geométrico de contato e b_g é a largura de retificação.

Em um primeiro momento, o perfil da distribuição de calor foi considerado uniforme, e o seu valor foi considerado constante no tempo, sendo determinado com base na potência média de retificação experimental P_m . Porém posteriormente, uma função de magnitude do calor em função do tempo foi incorporada no modelo, com base na flutuação da potência observada nos experimentos. Essa diferença será discutida em mais detalhes na análise dos resultados.

Para modelar o comportamento térmico da peça, em processos de retificação com pré-resfriamento, uma condição de contorno de fácil implementação consiste em simplesmente ajustar o valor de temperatura inicial dos nós da peça (condição de contorno de Dirichlet).

Considerou-se, também, modelar o efeito refrigerante do jato de NL_2 durante o processo de retificação com resfriamento *in-process*, porém este efeito vai depender de diversas variáveis, tais como: pressão de fornecimento do jato, posição e geometria do bocal e interação do fluido com a peça em rotação e com o rebolo. Embora um modelo empírico fosse uma opção, podendo ser desenvolvido por método inverso similar aos outros fenômenos térmicos incorporados na simulação, suas previsões seriam bem específicas em relação às condições dos experimentos utilizados no método inverso, desta forma extrapolações seriam extremamente limitadas. Ao passo que, a construção de um modelo mais robusto, levando em consideração as condições de escoamento do fluido seria demasiado complexo, não havendo tempo hábil para o seu desenvolvimento.

Foram definidas as seguintes propriedades térmicas dos materiais simulados e condição de temperatura ambiente: densidade $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$, temperatura ambiente T_{amb} de $25 \text{ }^\circ\text{C}$, calor específico $c_v = 486 \text{ J/(kg}\cdot^\circ\text{C)}$ e condutividade térmica k de $42,6 \text{ W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$.

Testes preliminares com a modelagem adotada indicaram que a discretização temporal pode assumir valores na ordem de 10^1 segundos por passo, para etapas da simulação em que só ocorre troca de calor por convecção e condutância. No entanto, na etapa de retificação, em que a condição de contorno da fonte de calor móvel é adicionada, a discretização temporal deve assumir valores na ordem de 10^{-3} devido ao complexo processo térmico que ocorre em uma curta duração de tempo; e devido à natureza incremental do método dos elementos finitos aplicado.

4 RESULTADOS

O capítulo de resultados está distribuída de forma similar aos materiais e métodos, embora os resultados experimentais e numéricos estejam apresentados conjuntamente para facilitar a comparação.

4.1 Experimentos pertinentes à calibração do sistema de medição

Para as temperaturas de referência T_{sp} definidas, as medições de temperaturas médias T_r correspondentes estão dispostas na Tabela 2, bem como os respectivos valores médios de tensão elétrica \bar{U}_r medidos.

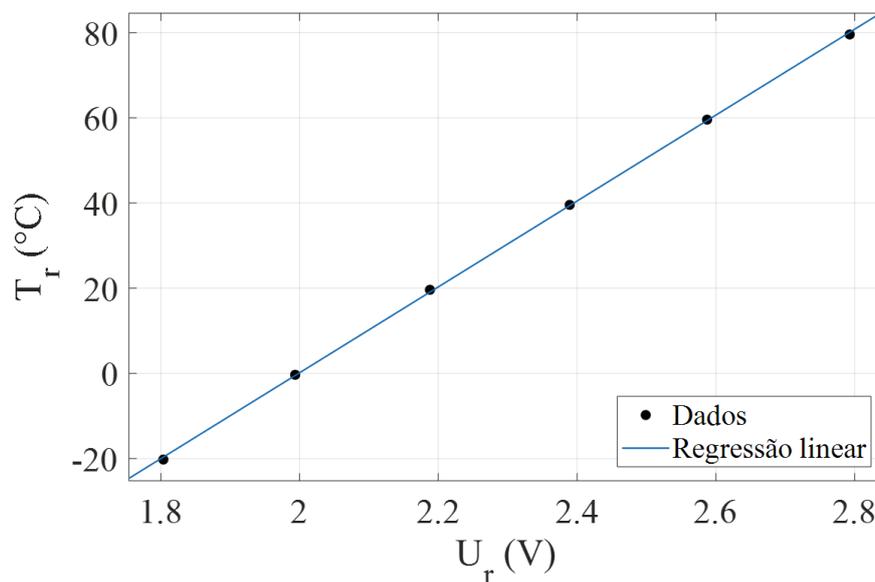
Tabela 2 – Dados de temperatura e tensão dos experimentos no banho térmico.

T_{sp} (°C)	T_r (°C)	U_r (V)
-20	-20.22	1.80
0	-0.32	1.99
20	19.62	2.19
40	39.57	2.40
60	59.58	2.59
80	79.58	2.79

Fonte: Elaborada pelo autor.

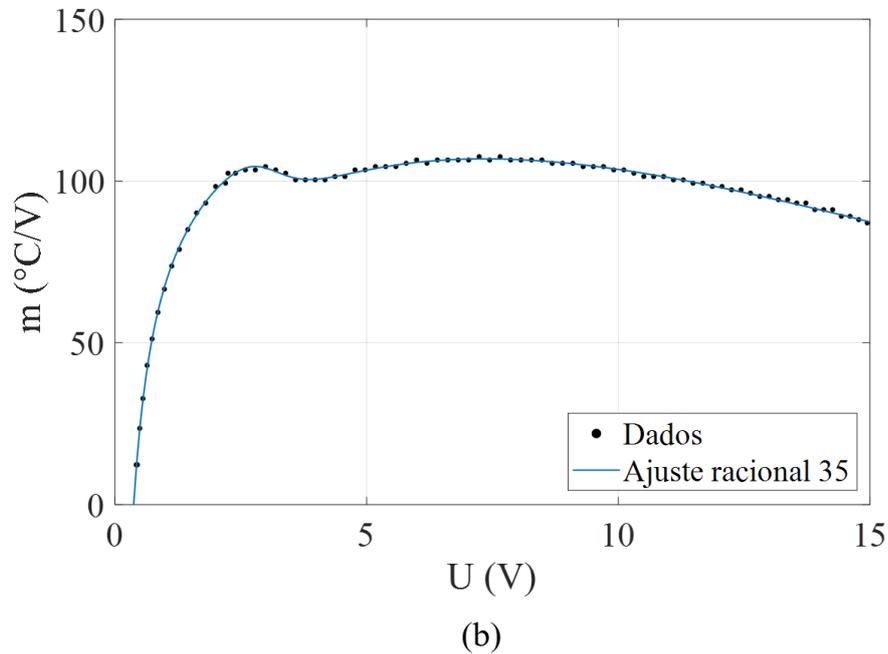
Aplicando uma regressão linear aos dados $U_r - T_r$, foram determinados os parâmetros $m_c = 100,83$ °C/V e $b = -201,53$ °C, como mostrado na Figura 20(a).

Figura 20 – Regressão linear $U_r - T_r$ (a) e ajuste racional U-m (b).



(a)

Figura 20 – Regressão linear $U_r - T_r$ (a) e ajuste racional U-m (b) (cont.).



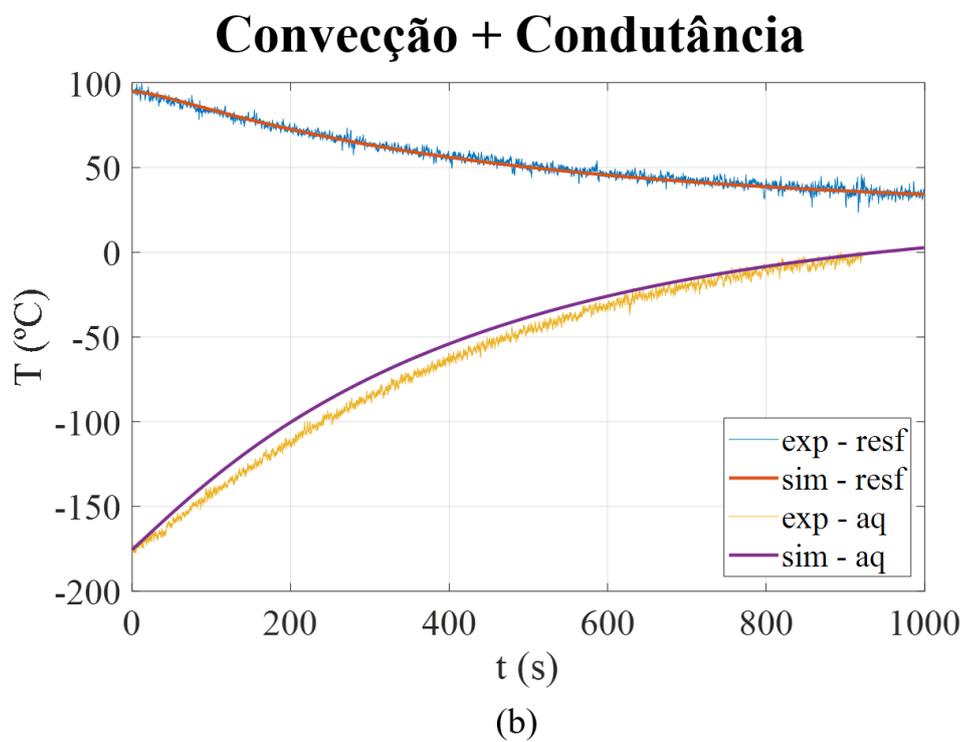
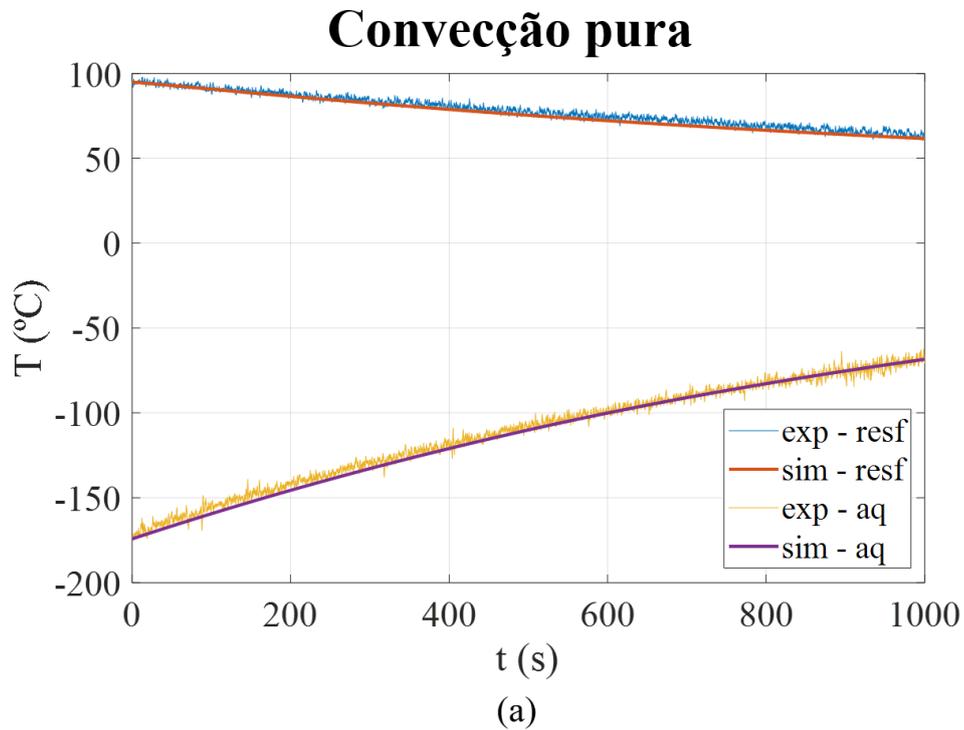
Fonte: Elaborada pelo autor.

Em seguida, calculando a razão entre o coeficiente m_c e a tangente média prevista pelo fabricante para essa faixa, foi obtida uma constante de proporcionalidade $p = 1.99$. Ou seja, na faixa de valores $-20 < T < 80$ °C, a tangente da curva U-T do sistema de medição é aproximadamente o dobro da tangente informada pelo fabricante. Com isso, o valor da tangente m do sistema de medição foi extrapolada, multiplicando a tangente prevista pelo fabricante, pela constante de proporcionalidade. Essa função de transferência foi suavizada aplicando um ajuste racional 35 (polinômios de grau 3 no numerador e grau 5 no denominador) aos pontos computados, ajuste este que pode ser visualizado na Figura 20(b).

4.2 Experimentos pertinentes à modelagem

Na Figura 21, estão as curvas de temperatura em função do tempo dos experimentos de convecção e condutância e as curvas simuladas, após serem ajustados o coeficiente de convecção h e o parâmetro de condutância h_c . Para que a concordância entre simulação e experimentos fossem alcançadas, foi definida a Tabela 3 de valores de coeficiente de convecção h e condutância por contato h_c em função da temperatura, por método inverso.

Figura 21 – Curvas de convecção natural (a) e convecção natural + condutância térmica de contato (b).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 3 – Parâmetros das condições de contorno das simulações.

T (°C)	h (W/(m ² .K))	h _c (W/(m ² .K))
<-170	14	
-140	14	
-110	14	
-50	12	
0	10	9000
40	8	
80	10	
120	12	
140	14	

Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3 Experimentos de retificação

A seção de experimentos de retificação está dividida nas subseções de: retificação a seco, retificação com resfriamento *in-process*, retificação com pré-resfriamento, retificação com pré-resfriamento *in-situ* e retificação com pré-resfriamento *in-situ* + resfriamento *in-process*.

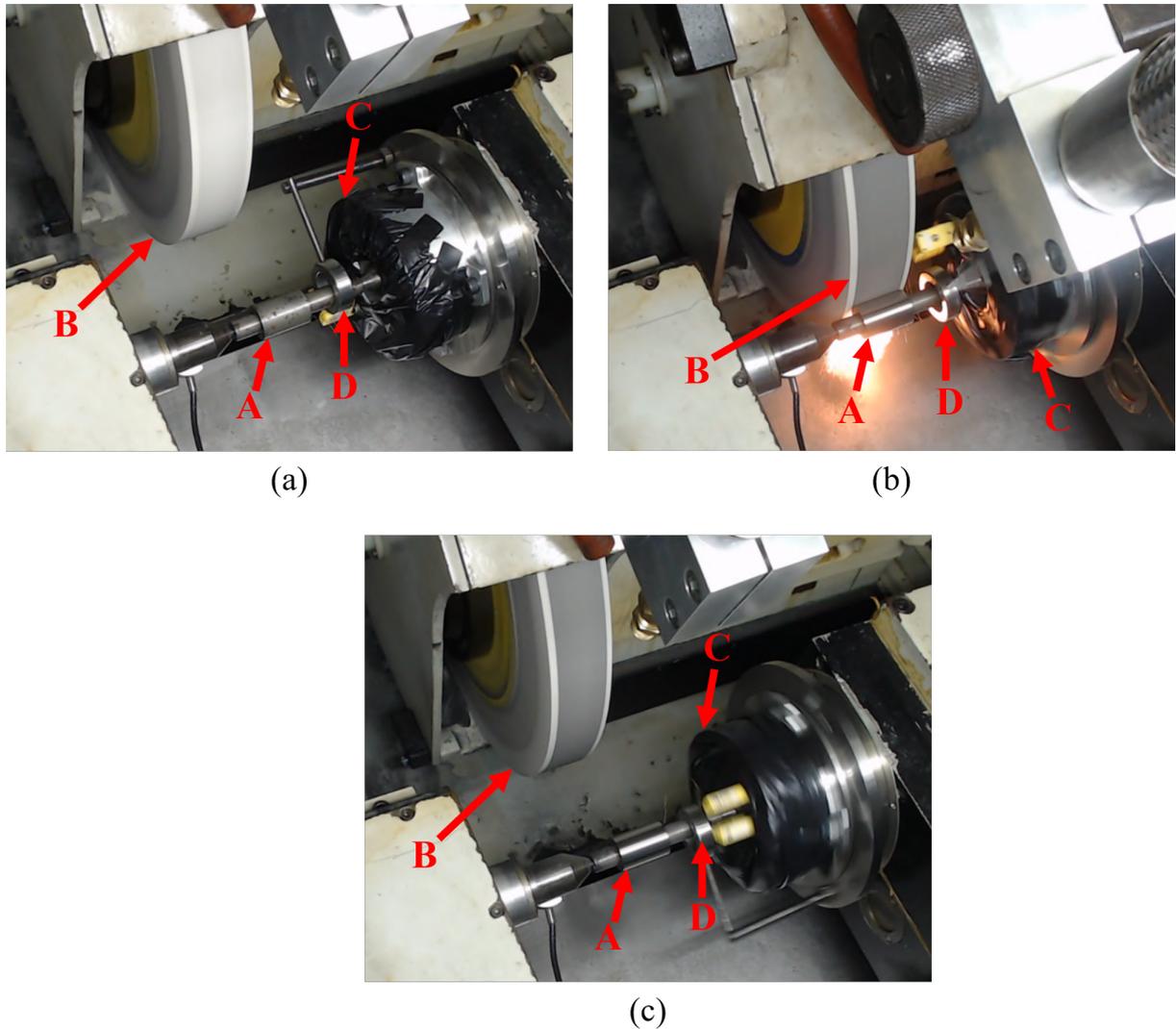
4.3.1 Retificação a seco

Após o ajuste dos fenômenos de convecção e condutância, um experimento de retificação a seco foi realizado adotando-se os seguintes parâmetros: taxa de remoção de material específica $Q'_w = 0,83 \text{ mm}^3/(\text{mm.s})$, velocidade de corte $v_s = 30 \text{ m/s}$, velocidade rotacional da peça $n_w = 100 \text{ rpm}$, profundidade de corte por revolução $a_e = 5,66 \text{ }\mu\text{m}$, sobremetal $sm = 0,3 \text{ mm}$ e 4 segundos de *spark-out*.

Um vídeo do experimento foi capturado por meio da câmera Logitech instalada no interior da máquina e três quadros do vídeo em instantes: antes (Figura 22(a)), durante (Figura 22(b)) e após (Figura 22(c)) o processo estão retratados na Figura 22. Os elementos A, B, C e D indicados referem-se à peça, rebolo, unidade telemétrica e arrastador, respectivamente. Durante a realização do experimento, nada fora do esperado ocorreu, não houve dificuldades para a realização do processo e nenhuma queima foi identificada após a inspeção da peça.

A curva de potência apresentou um comportamento dentro do esperado para um processo de retificação, como mostra a comparação entre uma curva idealizada de um processo de retificação, em azul, na Figura 23(a) (AHMER *et al.*, 2022), e a curva experimental (Figura 23(b)). No início do ciclo de retificação, o valor da potência passa por um contínuo aumento em seu valor e, logo após, mantém-se em determinado nível por um intervalo de tempo durante o trecho estável de retificação, somente decaindo com o início do *spark-out*. A linha cinza na Figura 23(a) corresponde ao avanço do rebolo no processo.

Figura 22 – Imagens do vídeo capturado antes (a), durante (b) e após (c) o processo de retificação.



Fonte: Elaborada pelo autor.

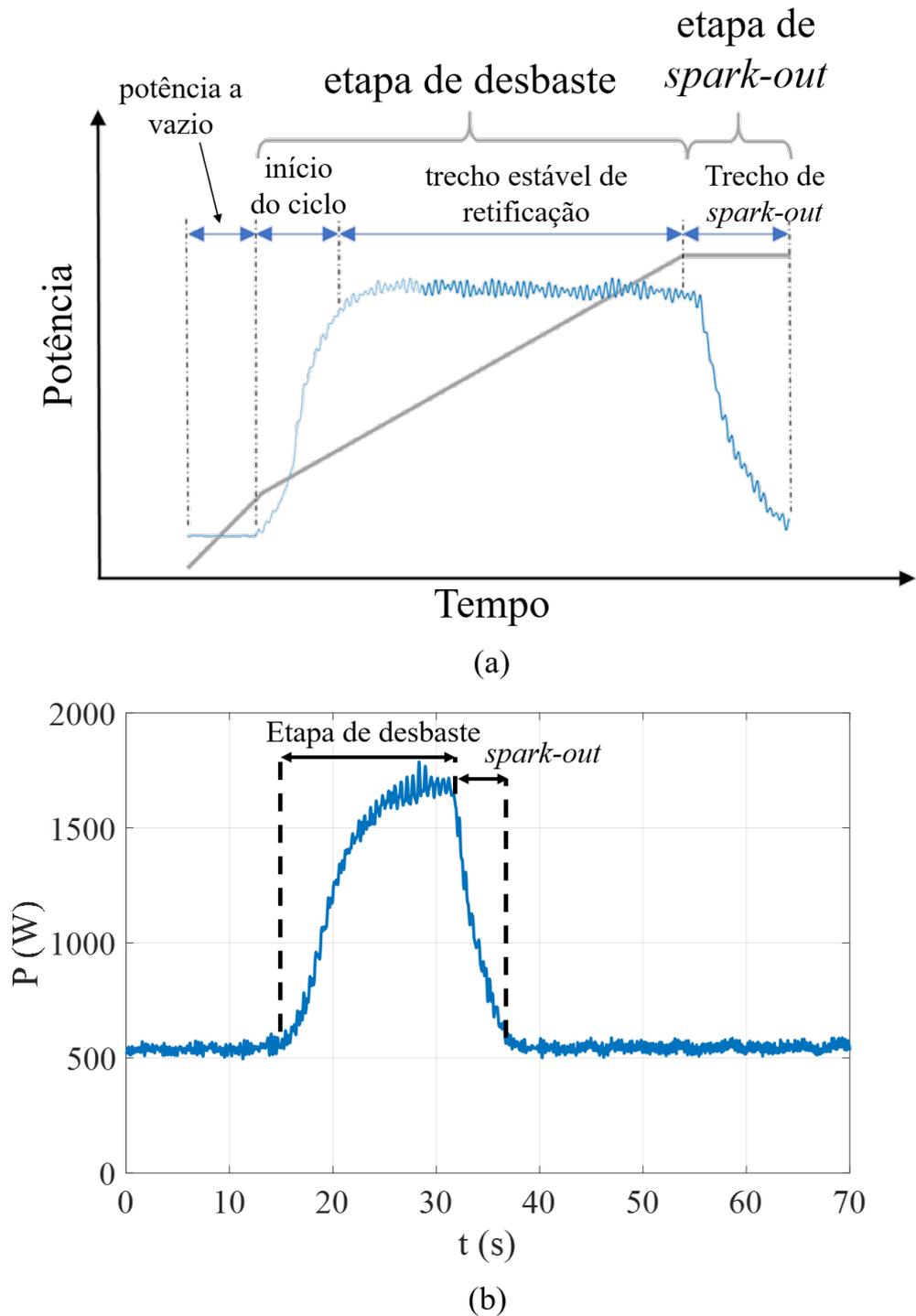
Um parâmetro importante para a caracterização de um processo de retificação, que pode ser extraído com base na curva de potência de retificação e no volume de material removido da peça é a energia específica de retificação u . Ela é definida como a quantidade de energia necessária para remover uma unidade de volume de material, e a sua magnitude reflete os mecanismos dominantes na interação entre as superfícies em processos abrasivos (SINHA; GHOSH; PARUCHURI, 2019).

A energia específica de retificação pode ser obtida integrando a curva de potência experimental (subtraída pelo valor de potência a vazio da máquina) e dividindo-a pelo volume de material removido, como representada na Equação 4.1.

$$u = \int \frac{(P - P_v)}{V_r} dt \quad (4.1)$$

Em que: P_v é a potência da máquina a vazio e V_r é volume removido.

Figura 23 – Curva de potência idealizada de um ciclo de retificação (a)* e curva de potência experimental do processo de retificação a seco (b).



Fonte: Adaptada de Ahmer *et al.* (2022)* e elaborada pelo autor.

Para determinar o volume removido, foi medido o diâmetro da peça após o processo de usinagem (27,763 mm). Lembrando que o diâmetro inicial da peça D28 é 28,000 mm e que a largura de retificação para todas as peças são 40 mm, foi computada a diferença entre o volume da peça antes (24630 mm³) e após (24215 mm³) o processo, resultando em um valor de energia específica de $u = 38,9 \text{ J/mm}^3$.

Com relação à validação da fonte de calor móvel das simulações, estimou-se um tempo efetivo de ciclo de 15 segundos, o que significa que a fonte móvel de calor deve completar 25 revoluções em torno da peça. Esse tempo de ciclo foi estimado com base na captura de vídeo do experimento, na curva de potência (Figura 24) e no mapa acústico (Figura 25).

A magnitude do fluxo de calor por unidade de área (q_w) da fonte móvel foi determinada com base na curva de potência experimental (Figura 24(a)). Calculou-se um valor de potência médio de $P_m = 900 \text{ W}$. Esse valor foi obtido subtraindo a potência média total durante o ciclo de retificação (1400 W) pela potência em vazio da máquina P_v (500 W).

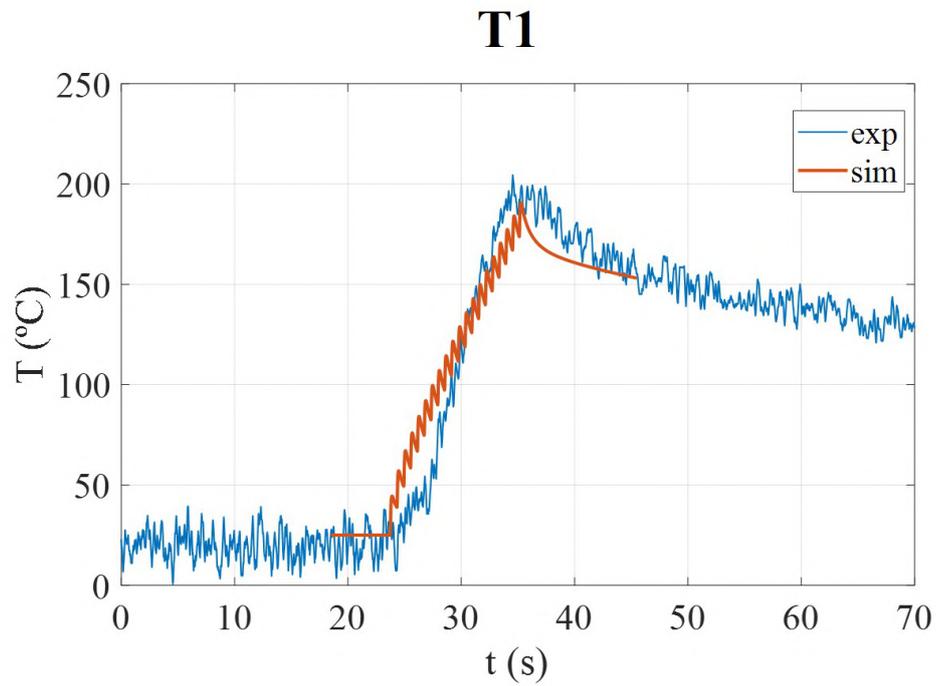
Em seu trabalho, Garcia *et al.* (2014) realizaram experimentos de retificação em um aço SAE 4140 com dureza superficial de 630 HV e verificaram que, para processos com espessura equivalente de corte h_{eq} entre 18 e 53 nm, a partição de energia R_w apresentou valores na faixa de 0,7-0,8. Considerando que o experimento de retificação realizado apresenta um valor $h_{eq} = 28 \text{ nm}$, computado por meio da Equação 4.2 (SNOEYS; PETERS; DECNEUT, 1974), adotou-se $R_w = 0,7$ para o cálculo de q_w . Computando a magnitude da fonte de calor por meio da Equação 3.5, foi obtido o valor $q_w = 34,2 \text{ MW/m}^2$.

$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{v_s} \quad (4.2)$$

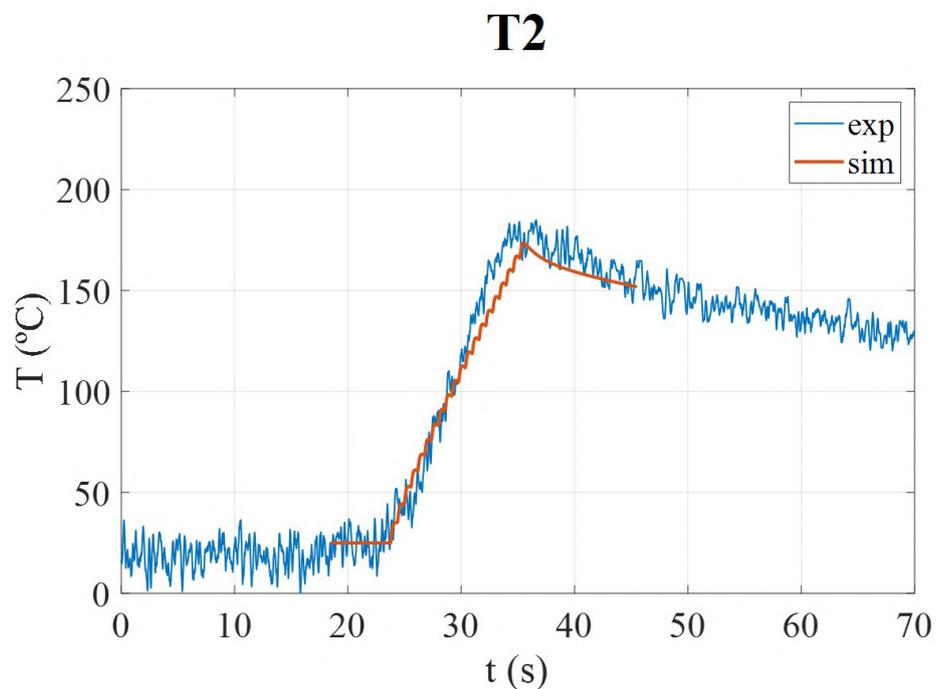
Com relação à comparação de temperaturas entre experimento e simulação, a posição dos pontos T1 e T2, em que foram realizadas as medições experimentais e extração numérica dos valores de temperatura na simulação, possuem um *offset* radial de 2 mm e 4 mm em relação ao raio da superfície externa do cilindro central (ver Figura 5). Com as posições dos pontos T1 e T2 definidas, foi possível comparar os respectivos valores de temperatura medidos (curvas azuis), com os valores de temperatura previstos pela simulação nessas posições (curvas em vermelho), como pode ser observado na Figura 24.

Observa-se que as curvas de temperatura experimentais e simuladas apresentaram excelente concordância. Os valores de temperatura de pico para as simulações foram 187,02 °C (em T1) e 177,83 °C (em T2), e 204,47 °C (em T1) e 184,89 °C (em T2). A diferença na inclinação das curvas pode ser explicada pela não uniformidade experimental do contato entre rebolo e peça durante a etapa de desbaste no ciclo de retificação, devido à expansão térmica da peça e seu posterior resfriamento em ar, durante uma volta completa da peça.

Figura 24 – Comparação entre curvas de temperatura experimental e simulada para os pontos T1 (a) e T2 (b).



(a)



(b)

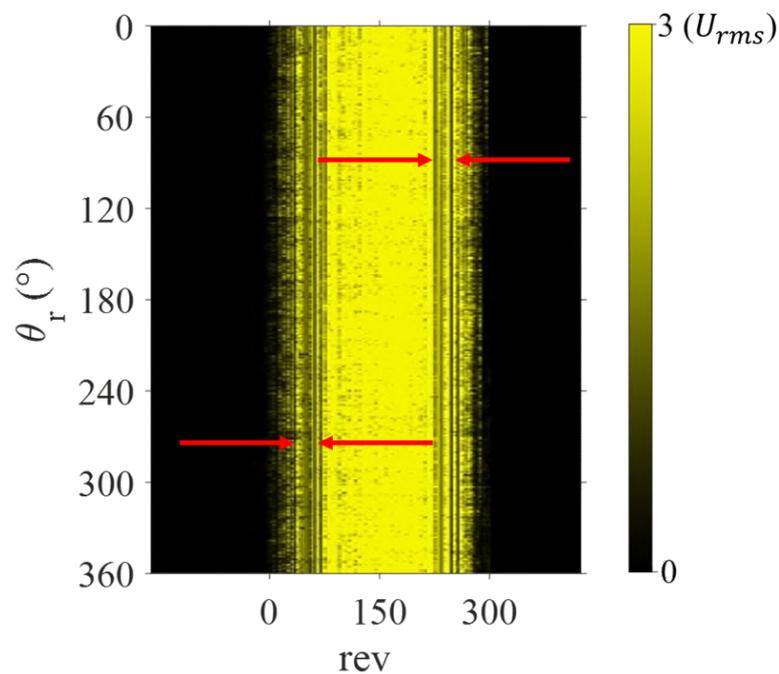
Fonte: Elaborada pelo autor.

Essa não uniformidade do contato pode ser observada por meio da análise do gráfico do mapa acústico de retificação do experimento, apresentado na Figura 25. O eixo vertical

do mapa corresponde à discretização do perfil de rebolo em relação à posição angular do sensor de proximidade. Já o eixo horizontal indica o número de voltas do rebolo executadas durante um ciclo de retificação. Mais detalhes sobre as medições de emissão acústica estão disponíveis na seção 3.1. No início e no final das etapas de *spark-in* e *spark-out*, detectou-se linhas verticais com irregularidades no valor de intensidade U_{rms} , com trechos delimitados pelas setas em vermelho, demonstrando o caráter não uniforme do contato entre peça e rebolo.

A inspeção do acabamento superficial e análise microestrutural desta peça serão abordados na próxima subseção, em conjunto com os resultados da peça retificada com resfriamento *in-process*, dado que ambos experimentos foram realizados com corpos-de-prova D28 e uma comparação direta é adequada.

Figura 25 – Mapa acústico do processo de retificação a seco.



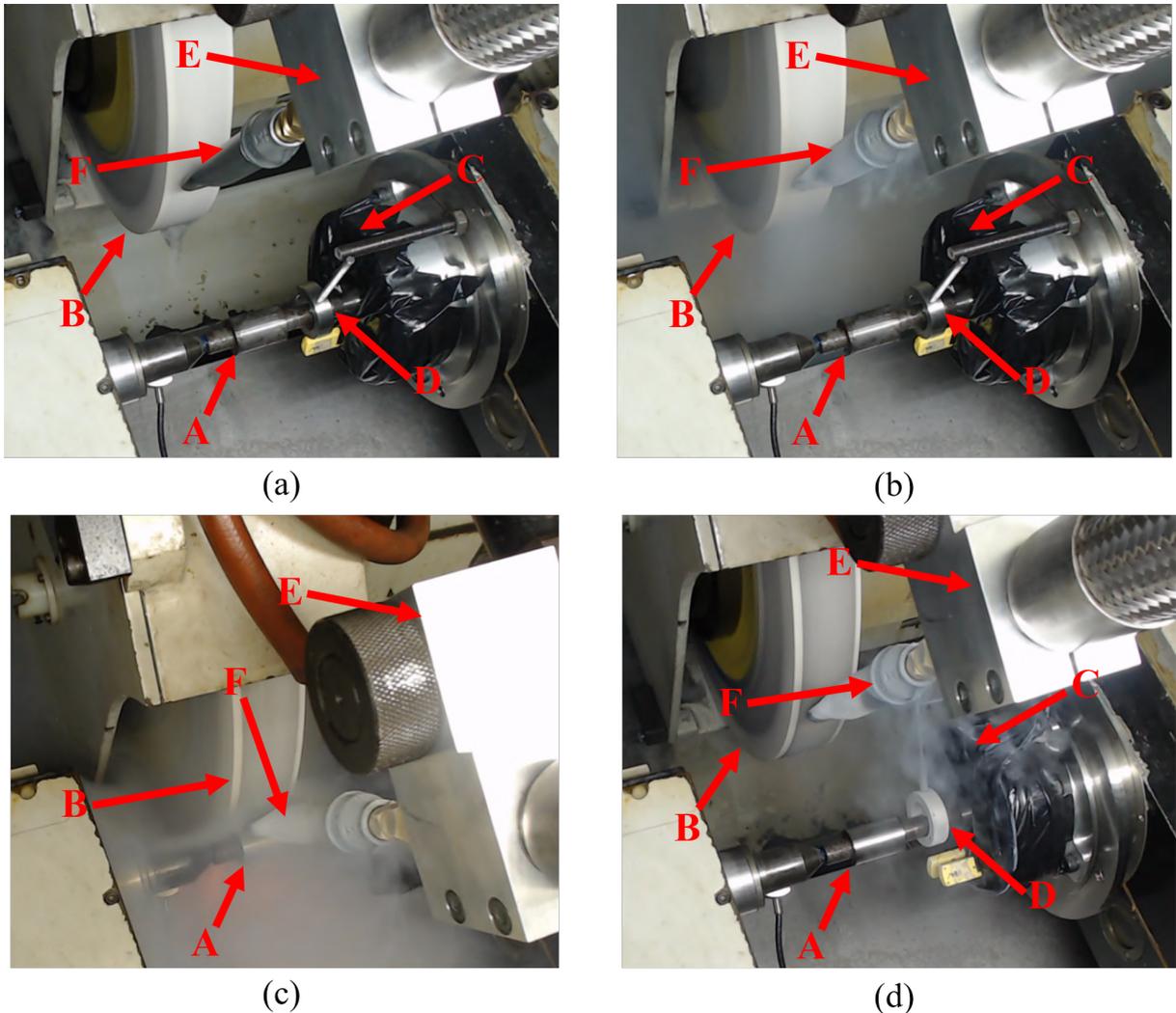
Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3.2 Resfriamento *in-process*

Um processo de retificação com resfriamento *in-process*, utilizando o corpo-de-prova D28, com parâmetros de fabricação idênticos ao experimento de retificação a seco foi realizado, com o intuito de possibilitar uma comparação mais direta entre os experimentos.

Um vídeo do processo de retificação foi registrado e quatro quadros dessa captura estão retratados na Figura 26.

Figura 26 – Quadros do vídeo do experimento de retificação com resfriamento *in-process* antes da abertura da válvula de NL_2 (a), após a abertura da válvula (b), durante o processo de retificação (c) e após o processo de retificação (d).



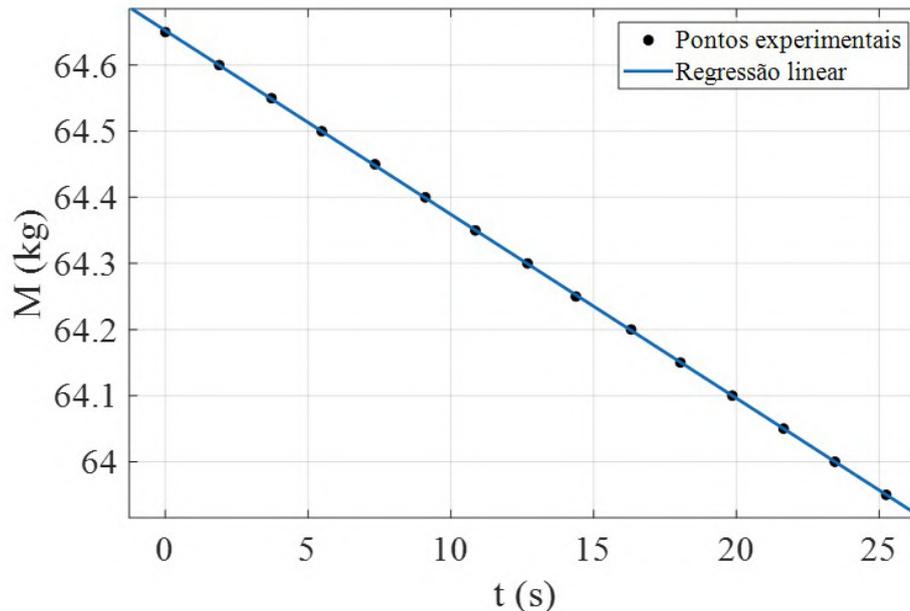
Fonte: Elaborada pelo autor.

O primeiro quadro (Figura 26(a)) contém o *setup* inicial do experimento, antes da abertura da válvula do tanque de NL_2 . A Figura 26(b)) contém um quadro do vídeo após a abertura da válvula. O terceiro quadro retrata um instante do processo de retificação durante a fase de desbaste (Figura 26(c)), e o último quadro (Figura 26(d)) retrata o *setup* experimental instantes após o término do experimento de retificação. Os elementos A, B, C, D, E e F indicados referem-se à peça, rebolo, unidade telemétrica, arrastador, elemento de fixação da mangueira de NL_2 e bocal de fornecimento do fluido criogênico, respectivamente. Durante a realização do experimento, nada fora do esperado ocorreu, não houve dificuldades para a realização do processo e nenhuma queima foi identificada após a inspeção da peça. No entanto, a visibilidade do experimento por meio da captura de vídeo

foi prejudicada pela constante ebulição do fluido criogênico.

Para este experimento, a pressão do tanque foi mantida em 0,2 MPa e, realizando uma regressão linear dos dados de massa do tanque em função do tempo, foi determinado um fluxo mássico de nitrogênio líquido de 0,028 kg/s (ver Figura 27).

Figura 27 – Medições experimentais e regressão linear para determinação do fluxo mássico.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Assumindo uma densidade do nitrogênio líquido de 0,808 kg/L e desprezando-se a vazão mássica de nitrogênio em estado gasoso - dado que a densidade do nitrogênio em seu estado líquido é muito superior à sua densidade no estado gasoso -, foi calculada uma vazão volumétrica de 2,06 L/min.

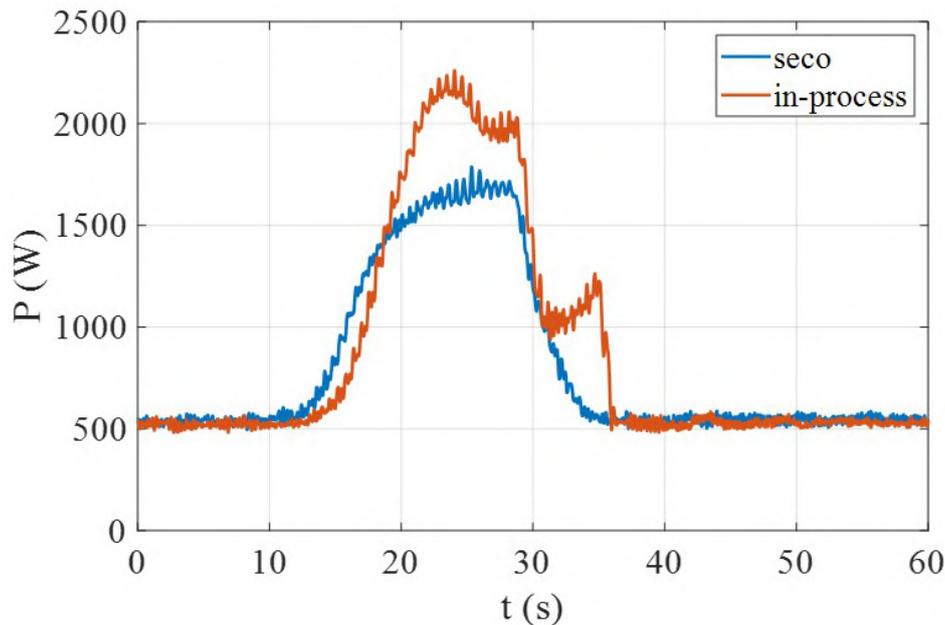
Avaliando a curva de potência do processo com resfriamento *in-process* (em vermelho), em comparação com a curva do processo realizado a seco (em azul), apresentadas na Figura 28, é notável o aumento da potência de ciclo necessária para a retificação com resfriamento *in-process*.

Seguindo o mesmo procedimento da última subseção para o cálculo da energia específica de retificação e, considerando que os diâmetros inicial e final da peça eram 28,000 e 27,813 mm, respectivamente, foi computado um valor $u = 61,4 \text{ J/mm}^3$. Esse valor é cerca de 57,8% maior que o valor computado para o processo de retificação a seco, significando que houve um aumento nas forças de corte necessárias para a realização do desbaste.

Esse aumento das forças de corte acarreta em uma quantidade adicional de energia térmica a ser dissipada durante o processo, que é refletido nas elevadas temperaturas

registradas durante o experimento, como pode ser observado na Figura 29. A razão que provocou tal aumento ainda não é inteiramente compreendida, porém é possível que uma combinação dos efeitos mecânico (deformação severa) e térmico (rápidos ciclos de aquecimento e resfriamento), definidos por Han *et al.* (2008), causaram uma transformação microestrutural próxima à superfície, induzindo um endurecimento dinâmico da superfície.

Figura 28 – Curvas de potência dos processos de retificação a seco (em azul) e com refrigeração criogênica *in-process* (em vermelho).

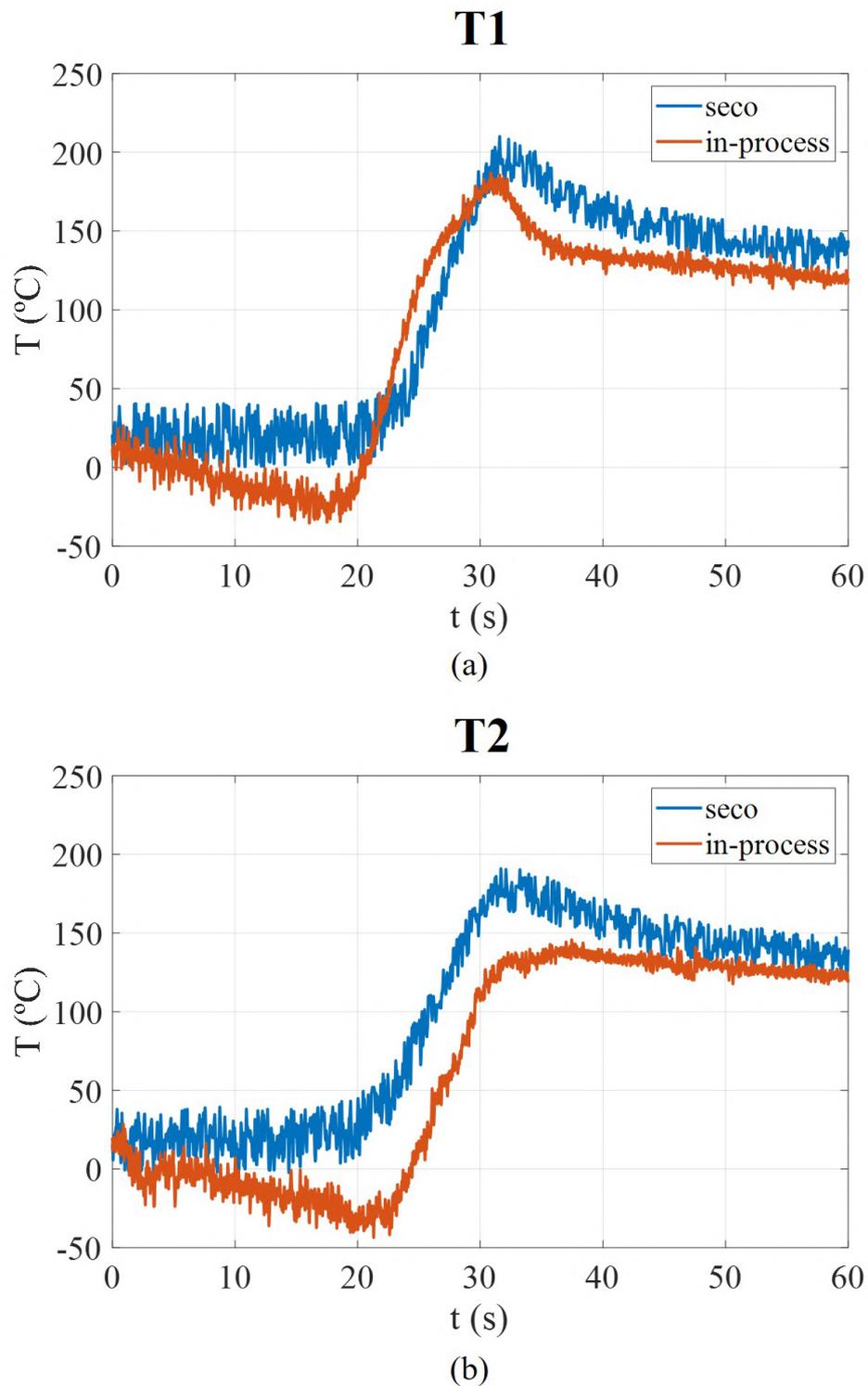


Fonte: Elaborada pelo autor.

As curvas de temperatura do ensaio com resfriamento *in-process* (em vermelho) foram comparadas com as curvas do experimento de retificação a seco (em azul). As temperaturas T1 e T2 foram medidas em posições radiais da peça com distâncias de 2 e 4 mm do diâmetro externo do corpo-de-prova, respectivamente, conforme ilustrado no desenho técnico da peça com geometria D28 (Figura 5). As curvas de temperatura demonstram que, embora o NL_2 tenha sido capaz de dissipar parte dessa quantidade extra de energia, o fornecimento não foi adequado para reduzir suficientemente o pico de temperatura do processo ($186\text{ }^\circ\text{C}$), quando comparado com o pico de temperatura do experimento a seco ($210\text{ }^\circ\text{C}$). Isso pode ser explicado por uma combinação de dois efeitos. Primeiro, pela insuficiência de líquido que efetivamente alcança a zona de retificação durante o processo. Segundo, pela limitada troca de calor entre peça e fluido criogênico em função do efeito Leidenfrost. O efeito Leidenfrost ocorre quando um volume de líquido entra em contato com uma superfície a uma temperatura mais alta que temperatura de evaporação do líquido ($-196\text{ }^\circ\text{C}$ para o NL_2). Quando esse diferencial de temperatura ultrapassa um certo valor, uma camada de vapor se forma na superfície do sólido, reduzindo

a troca de calor efetiva entre líquido e sólido (CHANDRA; AZIZ, 1994).

Figura 29 – Curvas de temperatura dos processos de retificação a seco (em azul) e com refrigeração criogênica *in-process* (em vermelho) nas posições T1 (a) e T2 (b).

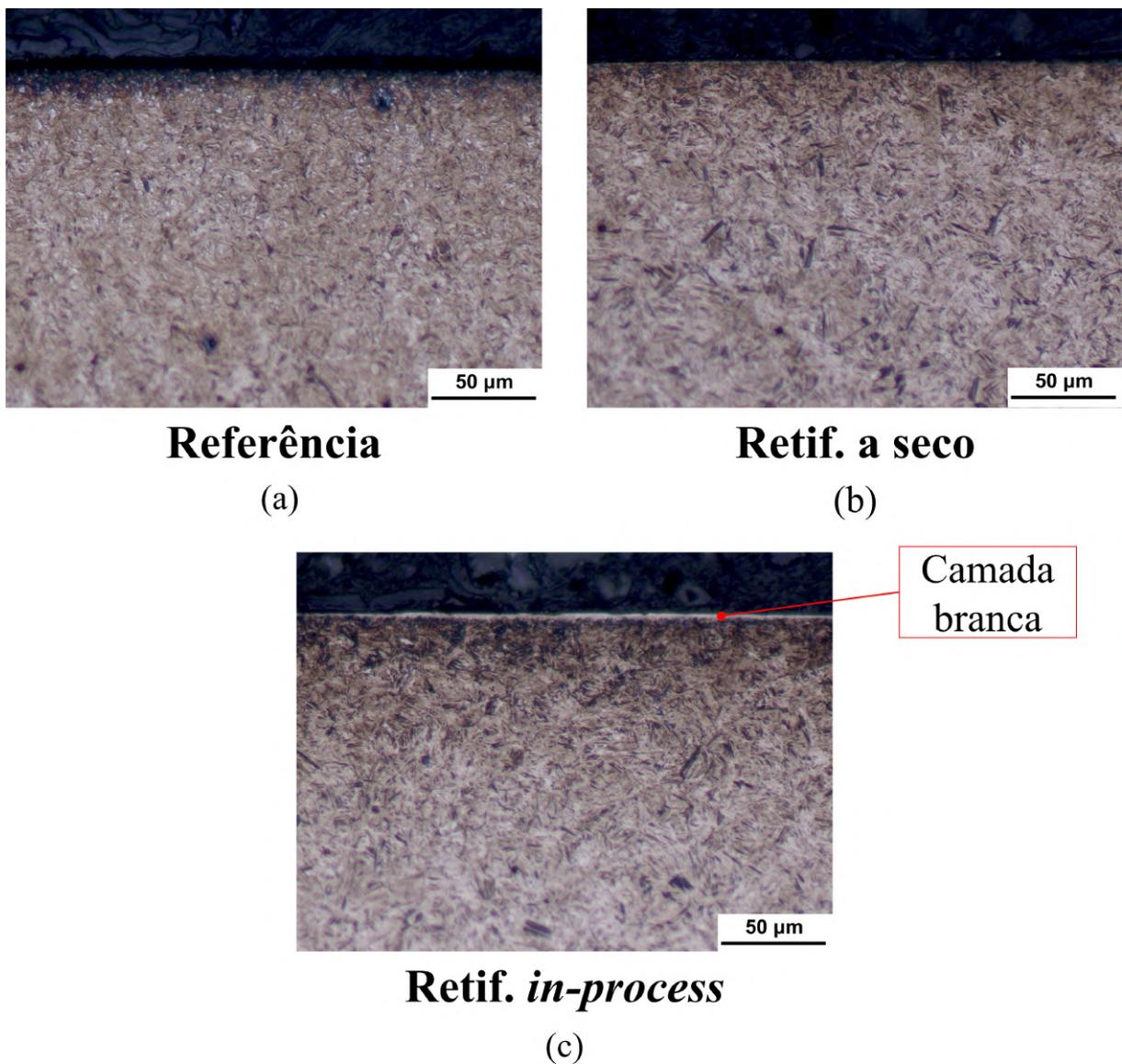


Fonte: Elaborada pelo autor.

Com o objetivo de avaliar a hipótese do aumento da potência do experimento

com resfriamento *in-process* em função de uma transformação microestrutural próxima à superfície, imagens geradas pelo microscópio BX40M para as amostras de referência (amostra não-retificada), retificada a seco e com resfriamento *in-process* estão retratadas na Figura 30. Todas as amostras apresentaram microestruturas predominantemente martensíticas e regiões de austenita retida. No entanto, no caso da amostra retificada com resfriamento *in-process*, pode-se observar a formação de camada branca na superfície (entre 2 e 3 μm), muito provavelmente função da severa deformação plástica que à qual a superfície da peça foi submetida.

Figura 30 – Imagens microscópicas das amostras de referência (a), retificada a seco (b) e retificada com resfriamento *in-process* (c).



Fonte: Elaborada pelo autor.

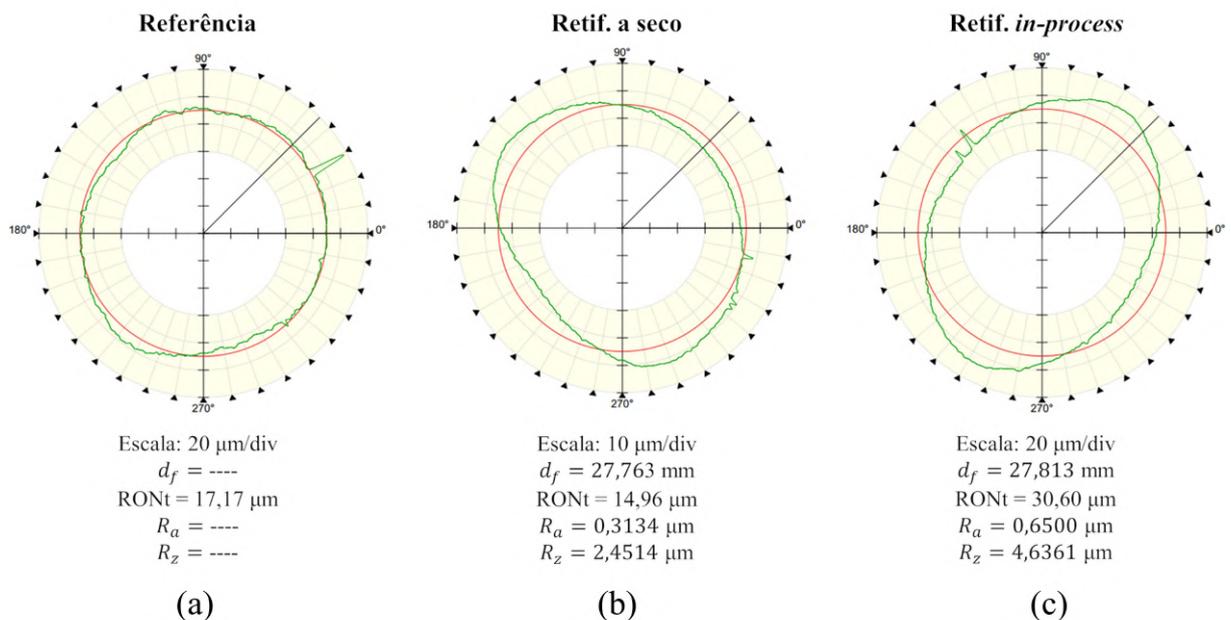
Os resultados de microestruturas são similares àqueles publicados por Abedrabbo *et*

al. (2021), em que resfriamento criogênico foi aplicado em processos de retificação cilíndrica de mergulho para uma peça de aço 27MnCr5 temperada, sendo constatado o aparecimento de uma zona termicamente afetada em conjunto com uma fina camada branca (1 a 2 μm).

O principal mecanismo que induz o aparecimento de camadas brancas em processos de usinagem com velocidades de corte convencionais é por meio da ocorrência de severas deformações plásticas (MONDELIN *et al.*, 2011). A ocorrência de severas deformações plásticas implica numa elevação da energia plástica envolvida no processo e, portanto, a potência elétrica fornecida deve ser aumentada para manter as velocidades de corte e mergulho constantes, o que resultaria em um aumento na potência de ciclo. Resultados experimentais e simulados de processos de torneamento realizados a seco e com resfriamento criogênico *in-process* indicam que, quando foi fornecido um jato de NL_2 direcionado à região de usinagem durante o processo, as deformações e forças de corte registradas foram maiores (DAVOUDINEJAD *et al.*, 2015), dando certo respaldo à hipótese formulada.

Por fim, a qualidade do acabamento (valores de rugosidade R_a e R_z [DIN]), e a precisão dimensional após os processos de retificação (os diâmetros finais das peças em relação ao diâmetro final nominal), os diagramas gerados pelo medidor de circularidade (desvio geométrico da forma circular - valores RONt) das peças de referência (Figura 31(a)), retificada a seco (Figura 31(b)) e retificada com resfriamento *in-process* (Figura 31(c)) estão apresentados na Figura 31.

Figura 31 – Diagramas do medidor de circularidade, diâmetro final das peças e valores RONt, R_a e R_z (DIN) das peças de referência (a), retificada a seco (b) e retificada com resfriamento *in-process* (c).



Fonte: Elaborada pelo autor

Observando os valores de rugosidade R_a e R_z obtidos após a retificação das amostras, bem como o perfil de circularidade e o valor de circularidade $RONt$ é notável que o experimento com resfriamento *in-process* apresentou a pior qualidade de acabamento e um perfil ovalizado, possivelmente provocado pelo complexo ciclo térmico ao qual a peça está submetida. No caso do estudo publicado por Abedrabbo *et al.* (2021), a rugosidade R_a da peça submetida às condições de retificação mais próximas deste trabalho (com resfriamento criogênico *in-process*) resultou em um valor de $0,188 \mu\text{m}$, aproximadamente.

4.3.3 Retificação com pré-resfriamento

Dois ensaios foram realizados, buscando avaliar a influência da razão V/A na eficácia do método de pré-resfriamento. Os experimentos foram executados com as peças D30 (diâmetro externo de 30 mm; $V/A_s = 5,5 \text{ mm}$) e D100 (diâmetro externo de 100 mm; $V/A_s = 11,1 \text{ mm}$), e os parâmetros de retificação adotados foram idênticos àqueles dos experimentos de retificação a seco, porém para os ensaios desta subseção, dois ciclos de desbaste, com a remoção de sobremetal de 0,3 mm no diâmetro foram realizados. As temperaturas criogênicas registradas imediatamente após a retirada do banho e antes da primeira centelha ocorrida no ciclo de retificação, para as peças D30 e D100, foram -183°C e -65°C , e -183°C e -105°C , respectivamente. Essa queda de temperatura ocorre devido à necessidade de retirada da peça do contêiner e a sua fixação entre os contrapontos da retificadora cilíndrica externa. Ainda, ajustes adicionais nos corpos-de-prova (inserção dos termopares) e acionamento da unidade de telemetria foram necessários antes do início de cada ciclo, acarretando em um intervalo de tempo mínimo de 150 segundos até o início do processo. As curvas das medições de potência e temperaturas durante o processo estão retratadas nas Figuras 32 (peça D30) e 33 (peça D100).

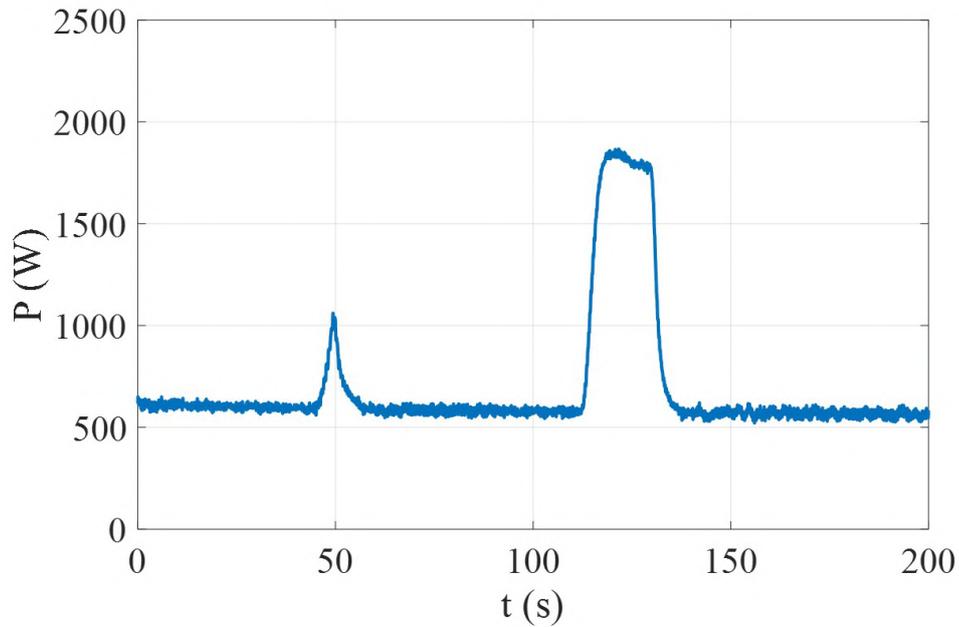
A energia específica de retificação computada para os processos com as peças D30 e D100 foram $27,4 \text{ J/mm}^3$ e $22,5 \text{ J/mm}^3$, sendo ambos valores inferiores àqueles encontradas para as peças retificadas a seco e com resfriamento *in-process*.

Os gráficos de temperatura, retratados nas Figuras 32(b) e 33(b), demonstram a clara influência da razão V/A_s no comportamento térmico das peças. Em função da sua elevada inércia térmica, a peça D100 foi capaz de conservar temperaturas criogênicas ao fim do ciclo, apesar de atingir um pico superior no valor de potência em relação a peça D30. Em contrapartida, a peça D30 rapidamente alcança temperaturas comparáveis àquelas registradas no processo de retificação a seco. Também é evidente que o intervalo de tempo entre o pré-resfriamento da peça e o início do processo de retificação é um fator crítico para determinar o sucesso da estratégia de pré-resfriamento, principalmente para peças com um baixo valor V/A_s .

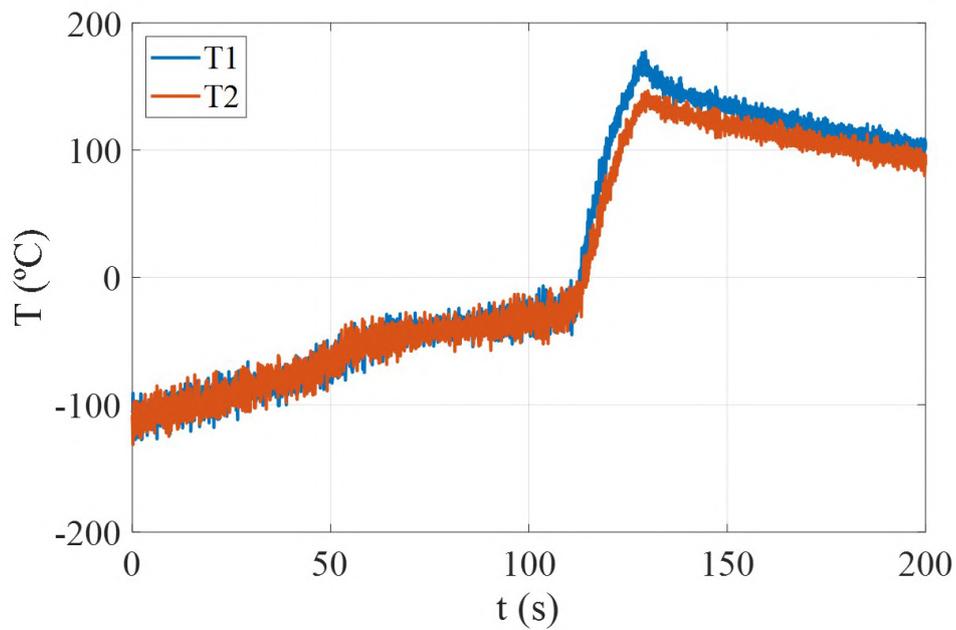
Com base nos valores de sobremetal e velocidade de mergulho adotados, os valores teóricos de um ciclo de retificação seriam: 21,0 e 60,0 s, respectivamente, para as peças

D30 e D100. Todavia, a estratégia de pré-resfriamento introduz variáveis no processo que tornam a determinação do tempo efetivo de ciclo uma atividade significativamente mais complexa, principalmente para peças com razão V/A_s elevadas.

Figura 32 – Gráficos de potência (a) e temperatura (b) do ensaio de pré-resfriamento com a peça D30 (menor V/A_s).



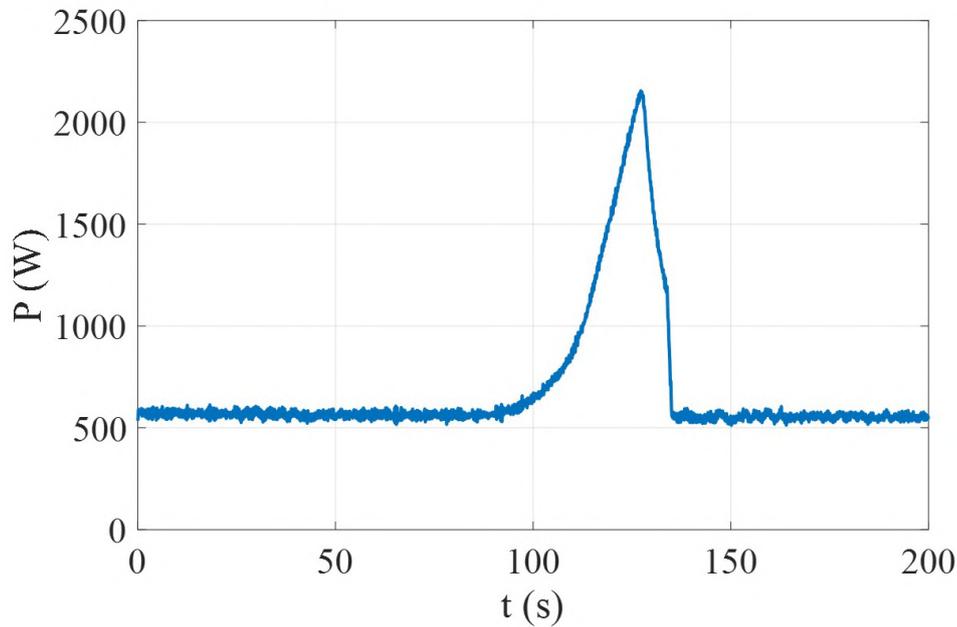
(a)



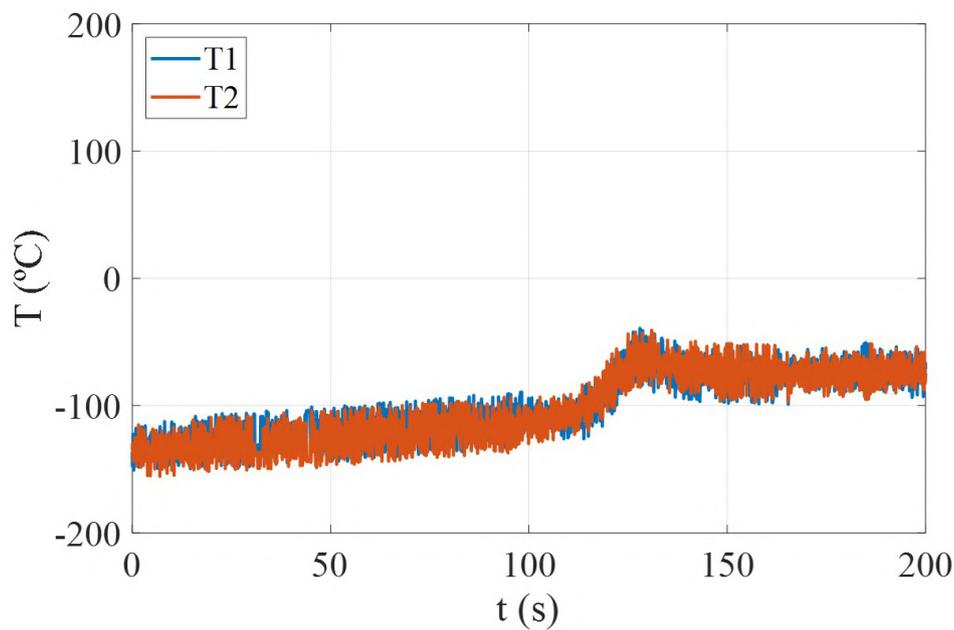
(b)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 33 – Gráficos de potência (a) e temperatura (b) do ensaio de pré-resfriamento com a peça D100 (maior V/A_s).



(a)



(b)

Fonte: Elaborada pelo autor.

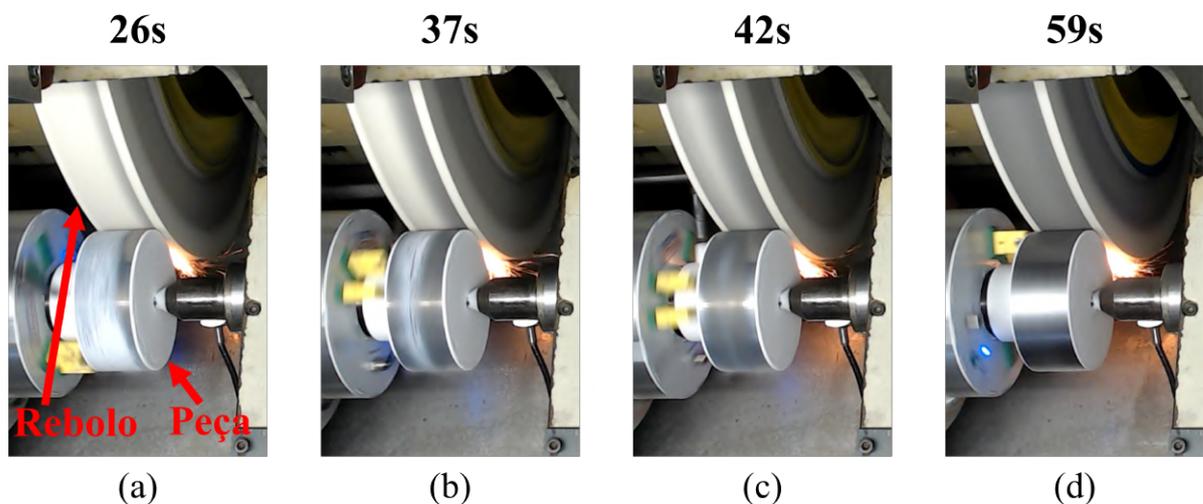
Primeiramente, a contração térmica do metal em temperaturas criogênicas implica que o diâmetro inicial da peça na retificação será diferente daquele medido à temperatura ambiente. Para a peça D100, não houve contato algum entre peça e rebolo durante o primeiro ciclo de remoção de material, enquanto que para a peça D30, houve contato entre

rebolo e peça no primeiro ciclo por 10 segundos, como pode ser observado pelos dois picos no gráfico de potência da peça D30 e pelo único pico da curva do D100, gráficos estes que estão presentes nas Figuras Figura 32(a) e Figura 33(a). Dois ciclos com sobremetal de 0,300 mm foram realizados e, portanto, o diâmetro final das peças D30 e D100 deveriam ser de 29,400 mm e 99,400 mm. Todavia, devido a essa contração térmica, os diâmetros finais das peças foram 29,634 mm e 99,837 mm, respectivamente. Embora a precisão dimensional das peças tenha sido grosseira, o acabamento superficial das amostras foram os melhores dentre os experimentos realizados até então, apresentando, respectivamente, valores R_{ONt} e R_a de 2,5 μm e 0,3 μm (D30), e 2,3 μm e 0,38 μm (D100), evidenciando o caráter promissor do método de pré-resfriamento.

Um segundo aspecto, que torna a determinação do tempo efetivo de ciclo uma tarefa desafiadora, está associado ao aquecimento não homogêneo da peça após o pré-resfriamento. Percebeu-se que, para a peça D100, a retificação iniciou-se em uma de suas laterais, como mostra a Figura 34, muito provavelmente em função da transferência de calor do contraponto para a peça, já que este é fixo e o atrito entre a superfície interna do furo de centro e a ponta de metal duro do contraponto gera calor, provocando uma expansão térmica localizada do metal.

A progressão do contato durante a retificação (26, 37, 42 e 59 segundos de ensaio) pode ser observada pelo gradual desaparecimento da camada de gelo da peça e pela aderência não uniforme do material removido ao rebolo, escurecendo-o localmente, como mostrado na Figura 34.

Figura 34 – Quadros do experimento de retificação com pré-resfriamento aos 26 (a), 37 (b), 42 (c) e 59 (d) segundos - peça D100.



Fonte: Elaborada pelo autor.

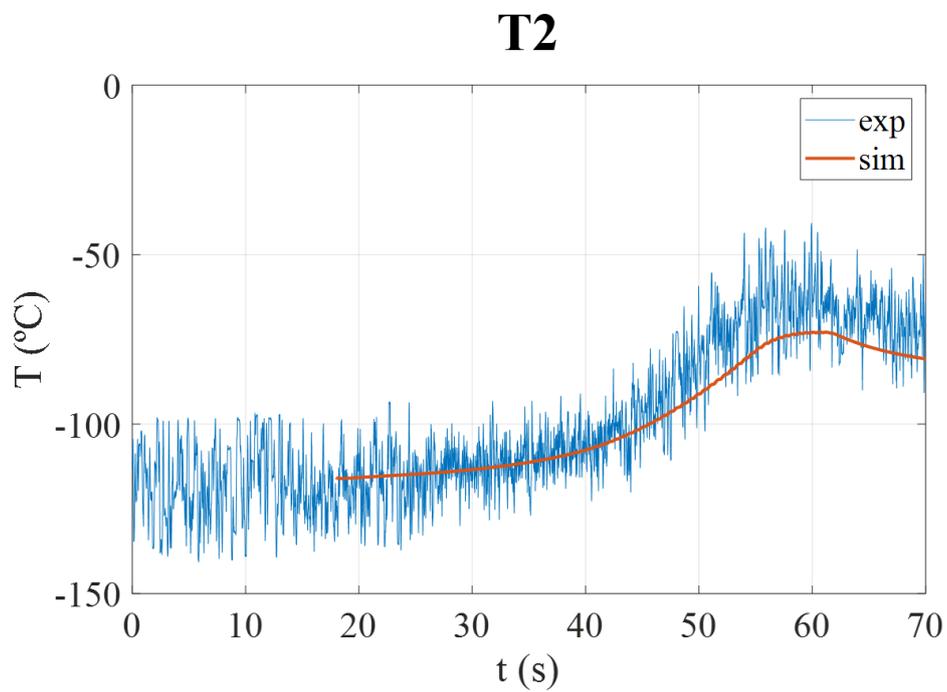
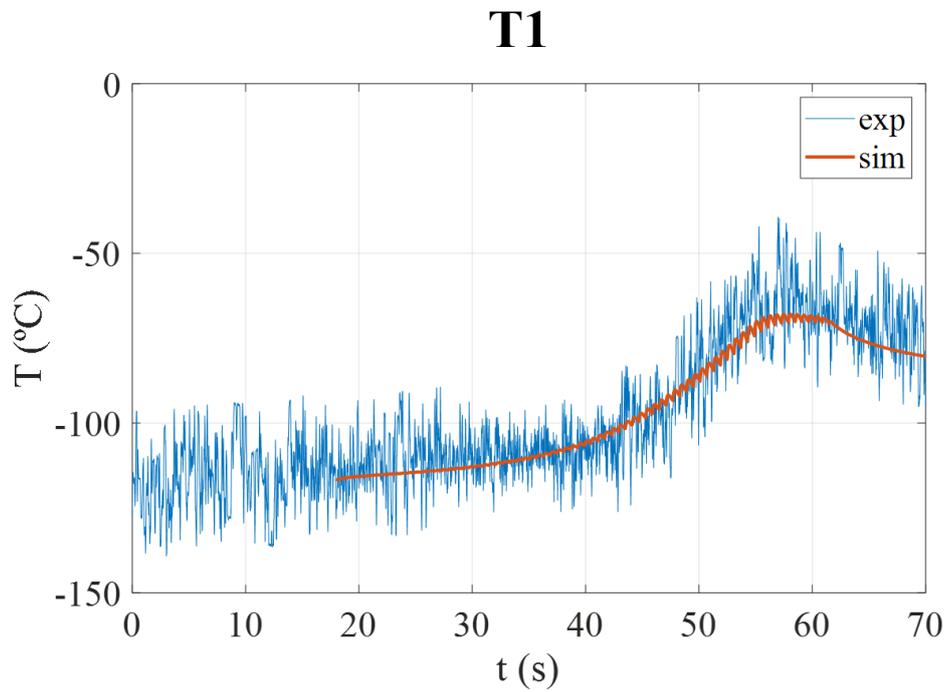
Para verificar a capacidade das simulações de representar o processo de retificação

com pré-resfriamento criogênico, uma simulação foi executada com o modelo da peça D100 (Figura 19(b)), que foi o corpo-de-prova cuja estratégia de pré-resfriamento foi mais bem-sucedida experimentalmente, experimentalmente. Considerou-se a temperatura do corpo-de-prova D100 ao início da retificação ($-105\text{ }^{\circ}\text{C}$) para a definição da condição de Dirichlet do modelo 3D da peça, e também foi utilizada a curva de potência extraída do experimento. Inicialmente, a mesma abordagem empregada na simulação de retificação a seco foi testada, no qual um valor médio da curva de potência é computado, aplicado na Equação 3.5. Desta forma, a fonte de calor móvel, com o valor médio de magnitude q_w , foi implementada na simulação. Essa abordagem, no entanto, gerou uma simulação com comportamento térmico diferente do que foi observado experimentalmente. A falta de uniformidade no contato entre peça e rebolo gera uma curva de potência cujo trecho estável de retificação, que é o intervalo de tempo no qual a potência de ciclo se mantém aproximadamente constante, é quase não-existente (comparar com o gráfico da Figura 23(a)). Com isso, a aproximação da potência para um valor médio constante torna-se menos adequada, especialmente para ciclos de longa duração. Como a taxa específica de remoção de material ($Q'_w = 0,83\text{ mm}^3/(\text{m.s})$) foi a mesma para todos os experimentos de retificação conduzidos neste trabalho, mas o diâmetro da peça D100 é superior ao das outras peças, a velocidade de mergulho deve ser menor para compensar o maior diâmetro, resultando no tempo de ciclo teórico de 56,0 segundos somado a um spark-out de 4,0 segundos mencionado anteriormente.

Assim, optou-se por ajustar a curva de potência experimental (em função do tempo), por meio de um ajuste polinomial, e utilizar este ajuste para calcular o valor $q_w(t)$ da simulação, que não será mais constante no tempo. Com essa abordagem, foi realizada uma nova simulação e uma boa concordância entre as temperaturas simuladas (em azul) e experimentais (em vermelho), para as posições radiais T1 (2 mm abaixo da superfície retificada) e T2 (4 mm abaixo da superfície retificada), pode ser verificada na Figura 35.

Os valores máximos de temperatura atingidos para as posições T1 e T2 foram de $-67,65$ e $-72,93\text{ }^{\circ}\text{C}$ na simulação e $-39,31$ e $-40,74\text{ }^{\circ}\text{C}$ no experimento. Os valores de temperatura de pico não numérico e experimental foram próximos, mas ainda apresentam uma boa concordância, considerando que o ruído presente nas medições de temperatura eleva, consideravelmente, o valor de pico experimental registrado.

Figura 35 – Comparação entre dados de temperatura do experimento e simulação do processo de retificação com pré-resfriamento nas posições T1 (a) e T2 (b).



Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3.4 Retificação com pré-resfriamento *in-situ*

Um experimento de retificação com pré-resfriamento *in-situ* foi realizado com o corpo-de-prova D30. Dado que o desempenho da peça D30 não foi adequado no experimento com pré-resfriamento regular (quando a peça é mantida imersa em um contêiner de poliestireno expandido com NL_2) e considerando que temperaturas criogênicas não foram preservadas até o fim do processo, a abordagem de pré-resfriamento *in-situ* foi testada para a peça D30. Os parâmetros do processo foram iguais àqueles adotados para a retificação com pré-resfriamento regular da peça D30, sendo que apenas um ciclo de retificação foi realizado.

A Figura 36 apresenta quadros do vídeo do procedimento de pré-resfriamento *in-situ* (Figura 36(a,b,c)) e quadros do vídeo durante e após o processo de retificação (Figura 36(d,e)). Os elementos A, B, C, D, E e F indicados referem-se à peça, rebolo, contraponto, bocal, arrastador e elemento de fixação da mangueira de NL_2 , respectivamente.

Figura 36 – Quadros do vídeo antes (a), durante (b) e após (c) o pré-resfriamento *in-situ*. Quadros do vídeo durante (d) e após (e) o processo de retificação.

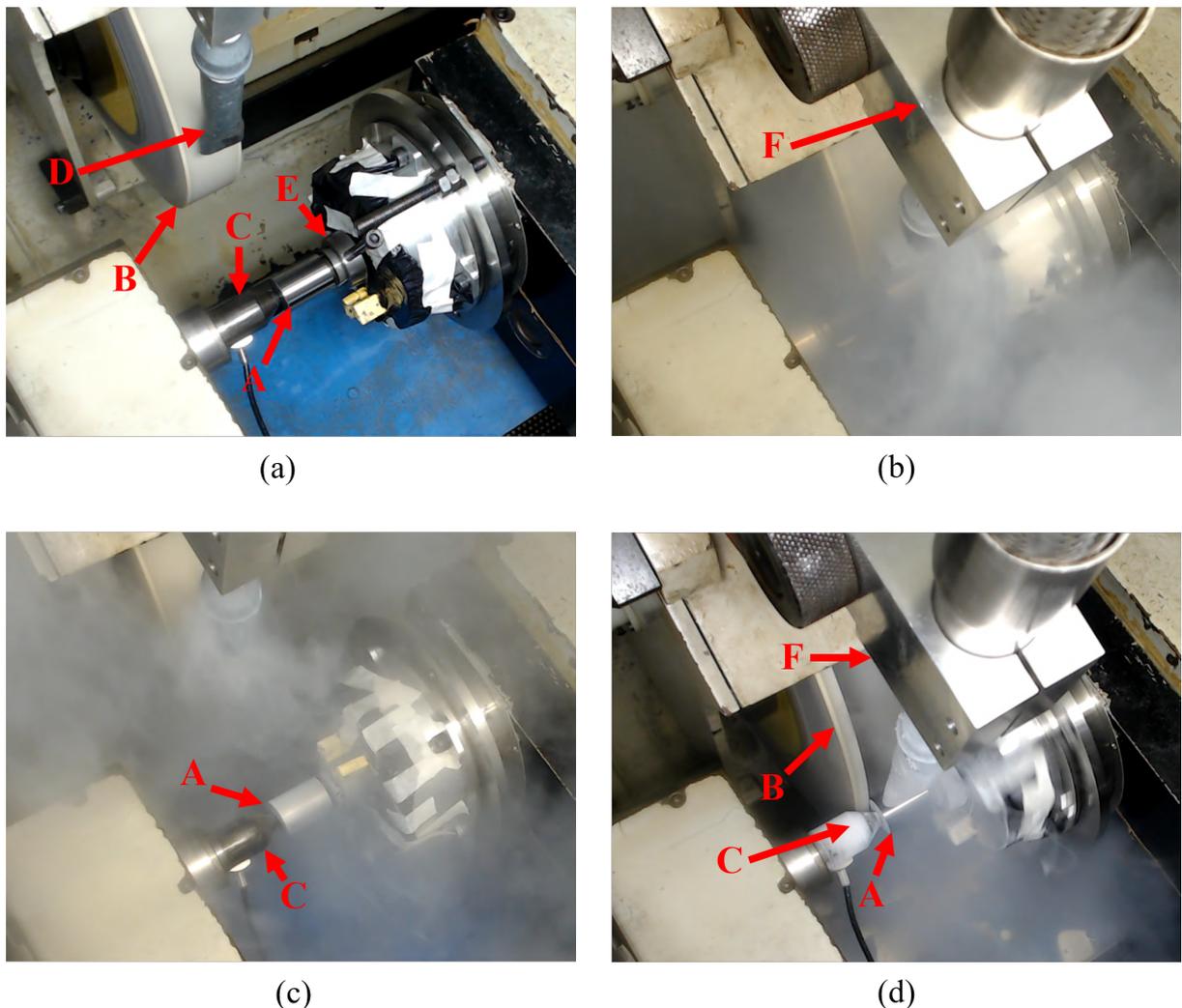
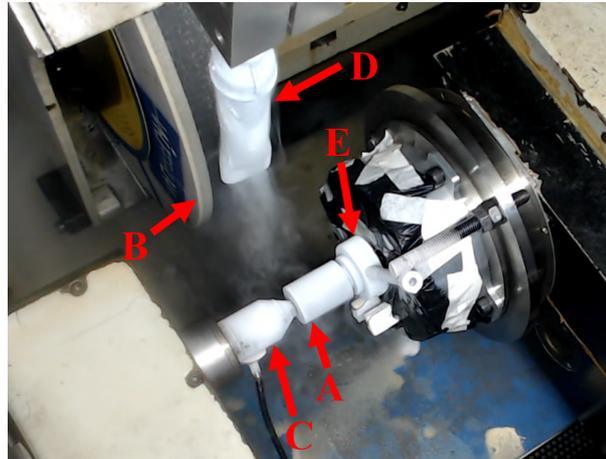


Figura 36 – Quadros do vídeo antes (a), durante (b) e após (c) o pré-resfriamento *in-situ*. Quadros do vídeo durante (d) e após (e) o processo de retificação (cont).



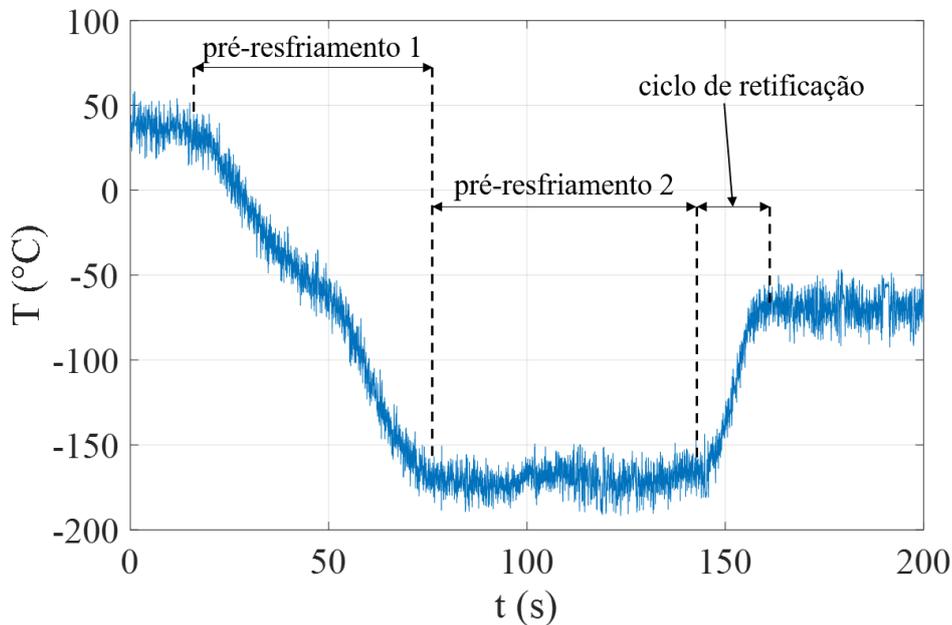
(e)

Fonte: Elaborada pelo autor.

Pode ser observado na Figura 36(e) que as temperaturas criogênicas do experimento foram preservadas após a retificação, uma vez que, após o fim da usinagem, uma camada de gelo voltou a se formar na superfície externa da peça. Adicionalmente, uma particularidade que deve ser observada quanto ao pré-resfriamento *in-situ*, em comparação com o pré-resfriamento regular, trata-se do resfriamento dos componentes da máquina próximos à área de alcance do jato pressurizado de fluido criogênico. Por isso, certos cuidados devem ser tomados com qualquer componente sensível a baixas temperaturas presentes no interior da retificadora.

Não houve dificuldades para a realização do experimento. No entanto, durante a retificação, o termopar da posição T1 cessou o envio de sinais para a unidade externa e, portanto, somente os sinais do termopar da posição T2 foram analisados. A Figura 37, traz a curva de temperatura em função do tempo, após o jato de nitrogênio ser direcionado a peça, atingindo-se um valor de temperatura estável próximo a $-180\text{ }^{\circ}\text{C}$, em 65 segundos (trecho de pré-resfriamento 1). Essa taxa de resfriamento foi obtida para uma pressão de fornecimento do NL_2 mantida em 0,4 MPa, resultando em um fluxo mássico de 0,07 kg/s (5,20 L/min). No trecho de pré-resfriamento 2, a peça continuou submetida ao jato criogênico por 70 segundos, que só foi interrompido momentos antes do início da retificação. Por fim, ocorre a usinagem da peça durante o ciclo de retificação e, após o processo, a temperatura registrada para a peça, na posição T2, foi de $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$, aproximadamente. É interessante notar que, após o processo de retificação, a temperatura da peça se mantém estabilizada em $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$, sem alterações significativas. Isso provavelmente ocorre em função da atenuação do efeito de condutância térmica de contato entre peça e contrapontos, visto que os contrapontos também estão sob temperaturas criogênicas (elementos C e E na Figura 36).

Figura 37 – Evolução da temperatura experimental no processo de retificação com pré-resfriamento *in-situ* (posição T2).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Computando-se a energia específica de retificação por meio dos dados de potência do experimento e da Equação 4.1, obteve-se um valor de $u = 26,8 \text{ J/mm}^3$, estando bem próximo do valor calculado para a peça D30 retificada com pré-resfriamento regular ($27,4 \text{ J/mm}^3$), fornecendo mais confiabilidade quanto à reprodutibilidade dos resultados dos experimentos com aplicação de pré-resfriamento.

A análise do acabamento superficial para esta peça será avaliada na próxima subseção, em conjunto com a peça retificada com pré-resfriamento *in-situ* + resfriamento *in-process*, dado que uma comparação direta entre os experimentos é adequada.

4.3.5 Retificação com pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process*

No último experimento realizado neste trabalho, procurou-se combinar os métodos de pré-resfriamento *in-situ* e resfriamento *in-process* para a retificação de um corpo-de-prova D30. No início do ciclo de retificação, após a fixação entre pontas da peça D30, a mesma foi pré-resfriada *in-situ* por 142 segundos, direcionando-se o jato criogênico de NL_2 sobre a superfície externa da peça, que girava a 100 rpm. Em seguida, o bocal de aplicação foi direcionado à região de corte, concomitantemente à aproximação do rebolo em direção à peça (ciclo de aproximação). No momento do spark-in, o bocal encontrava-se, corretamente posicionado para o resfriamento *in-process*. As temperaturas registradas ao início da etapa de spark-in do ciclo de retificação na posição T1 (2 mm abaixo da superfície da peça) e T2 (4 mm abaixo da superfície da peça) foram, respectivamente, -143 e -137

°C. Uma maior pressão de fornecimento do jato criogênico foi testada no resfriamento *in-process* (0,4 MPa), aumentando assim a quantidade de nitrogênio líquido que alcança a zona de retificação. Os parâmetros de retificação foram iguais àqueles adotados para o pré-resfriamento *in-situ* da peça D30:

Durante a execução do experimento, notou-se a falta de visibilidade da região de corte, resultado da intensa ebulição do NL_2 , conforme apresentado na Figura 38. O fluxo mássico computado para o experimento foi de 0,07 kg/s (5,20 L/min), sendo cerca de 2,2 vezes maior que o fluxo do experimento com resfriamento *in-process* a uma pressão de 0,2 MPa.

Figura 38 – Quadro de vídeo do processo com resfriamento *in-process* durante o ciclo de retificação (Pressão do tanque de 0,4 MPa.).

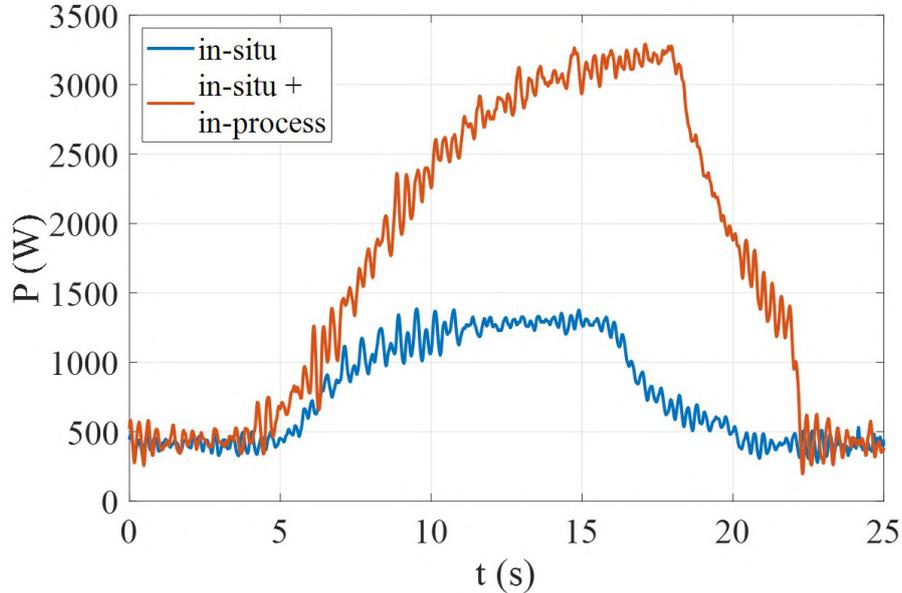


Fonte: Elaborada pelo autor.

Observando as curvas de potência na Figura 39, percebe-se que, para o caso do experimento com pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process*, a potência de ciclo assume valores bem superiores aos obtidos na condição de pré-resfriamento *in-situ*. A energia específica de retificação calculada para este experimento foi de 67,9 J/mm³.

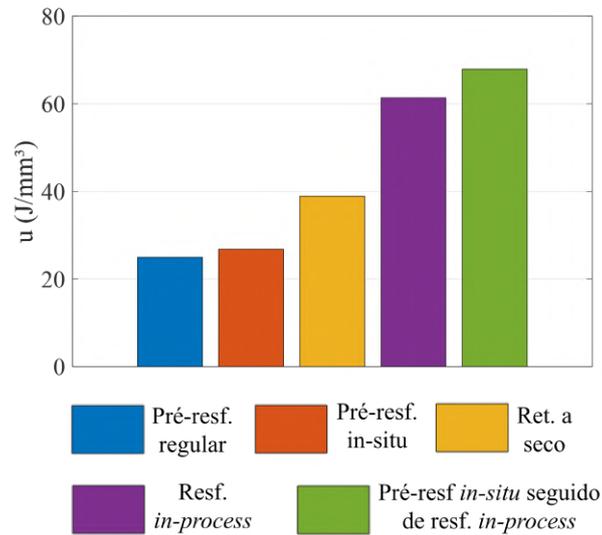
Na Figura 40, estão retratados os diferentes valores de energia específica de retificação u para os diferentes métodos de resfriamento testados neste trabalho. Com relação ao método de pré-resfriamento regular (barra azul), foi computado um valor médio entre os valores u registrados para os experimentos com as peças D30 e D100, para todos os outros casos, apenas um experimento foi realizado.

Figura 39 – Curvas de potência dos processos de retificação com pré-resfriamento *in-situ* (em azul) e pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process* (em vermelho).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 40 – Gráfico de barras da energia específica de retificação computada em função do método de resfriamento aplicado.



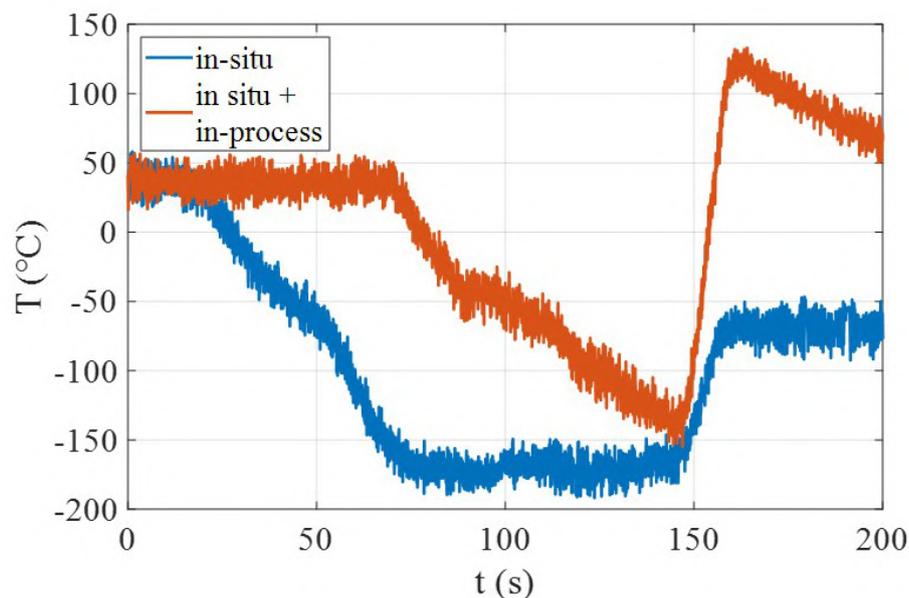
Fonte: Elaborada pelo autor.

Percebe-se que os experimentos com pré-resfriamento apresentaram uma considerável uniformidade em relação aos valores da energia específica de retificação, enquanto que o processo de retificação a seco apresentou um valor de energia específica de retificação u um pouco mais elevado. Os ensaios com resfriamento *in-process* e com pré-resfriamento

in-situ seguido de resfriamento *in-process* apresentaram os maiores valores de u . O aumento da vazão e pressão do fluido criogênico no ensaio de resfriamento *in-process*, não trouxe benefício na tentativa de redução da potência de retificação. Da mesma forma, verifica-se que a aplicação do pré-resfriamento *in-situ* em conjunto com o resfriamento *in-process* também não resultou na redução da potência de retificação.

A Figura 41 apresenta um gráfico com as curvas de temperatura, correspondentes à posição radial T2 na peça (4 mm abaixo da superfície da peça), para os processos com pré-resfriamento *in-situ* (em azul) e para o processo com pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process* (em vermelho). A princípio, o resultado parece ser contraintuitivo, visto que nos dois experimentos foi aplicado um pré-resfriamento, porém para o experimento que adicionalmente fez uso de resfriamento *in-process*, as temperaturas registradas foram superiores em relação ao experimento em que só o pré-resfriamento foi aplicado. Verificou-se previamente que a potência de retificação para o processo com resfriamento *in-process* foi maior, resultando numa quantidade maior de energia térmica a ser dissipada da peça. As razões para isso também já foram exploradas anteriormente, quando foram comparados os resultados do processo de retificação a seco com o processo de retificação com resfriamento *in-process* (pressão do fluido de 0,2 MPa). Além disso, a insuficiência de líquido que efetivamente alcança a zona de retificação durante o processo e a limitada troca de calor entre peça e fluido criogênico em função do efeito Leidenfrost também prejudicaram o efeito refrigerante do método de resfriamento *in-process*.

Figura 41 – Curvas de temperatura na posição T2 dos processos de retificação com pré-resfriamento *in-situ* (em azul) e pré-resfriamento *in-situ* + resfriamento *in-process* (em vermelho).

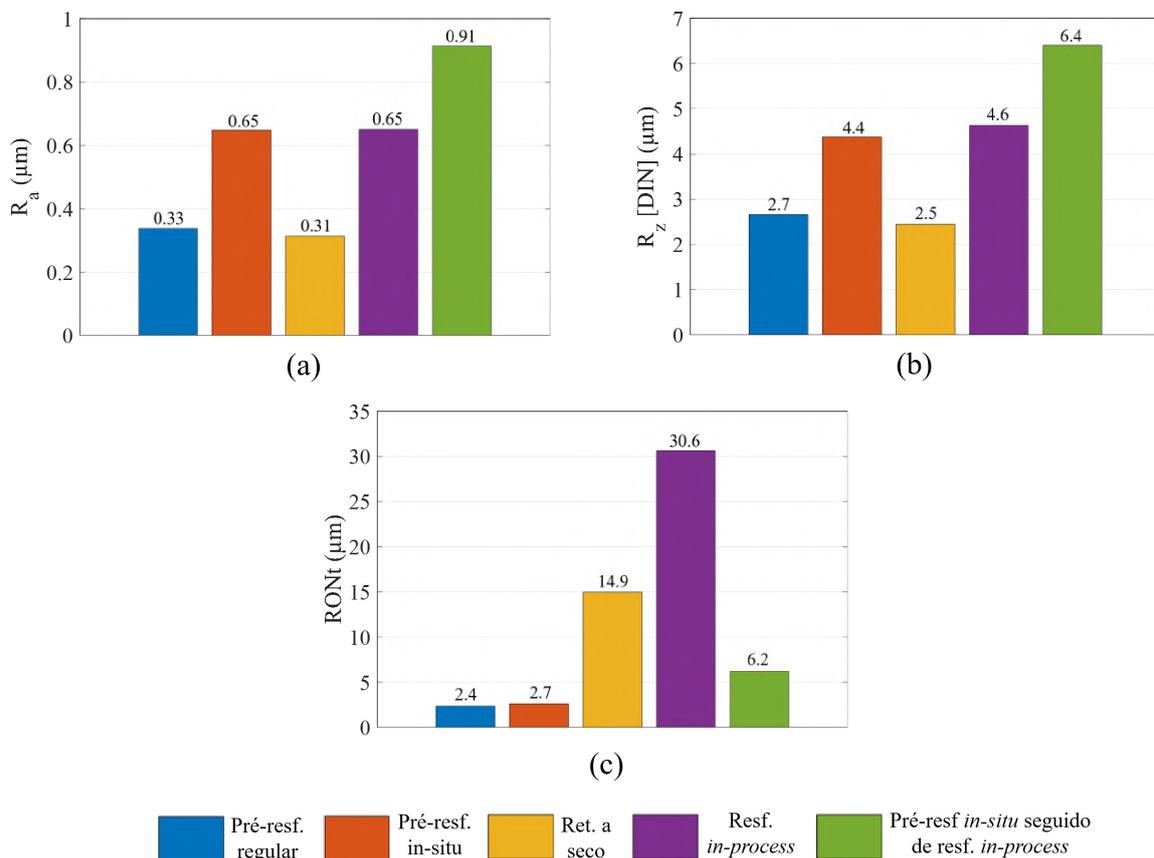


Fonte: Elaborada pelo autor.

Desta forma, esse último experimento do trabalho também serviu, em parte, como uma réplica para o primeiro experimento com resfriamento *in-process*, sendo verificado que esse aumento das forças de corte é consistente quando o resfriamento *in-process* é empregado.

Ao se analisar o gráfico de barras dos valores de R_a (Figura 42(a)), R_z [DIN] (Figura 42(b)) e $RONt$ (Figura 42(c)) das peças submetidas aos diferentes métodos de resfriamento testados neste trabalho, é notável que o método com pré-resfriamento *in-situ* seguido de resfriamento *in-process* apresentou um acabamento superficial inferior, com valores R_a , R_z (DIN) de 0,91 μm , 6,4 μm , respectivamente, e um valor de circularidade $RONt$ de 6,2 μm .

Figura 42 – Gráficos de barras dos parâmetros de acabamento superficial R_a (a), R_z [DIN] (b) e $RONt$ (c) em função do método de resfriamento.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Além disso, embora os experimentos de pré-resfriamento e pré-resfriamento *in-situ* tenham apresentado resultados similares no que diz respeito aos parâmetros de energia específica de retificação u (Figura 40) e circularidade $RONt$ (Figura 42(b)), o mesmo padrão não foi observado para os valores de rugosidade (R_a e R_z [DIN]). Esta variação pode estar relacionada a uma operação de dressagem não consistente, alterando assim a

agressividade inicial do rebolo.

Não obstante, pode-se afirmar que o experimento com pré-resfriamento *in-situ* gerou um melhor acabamento superficial quando comparado ao experimento com pré-resfriamento *in-situ* seguido de *in-process*, com valores de rugosidade R_a , R_z (DIN) de 0,65 μm , 4,4 μm , respectivamente, e um valor de circularidade RONT de 2,6 μm .

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho, um *setup* experimental para a realização de processos de retificação cilíndrica de mergulho com a aplicação do fluido criogênico NL_2 foi elaborado. Durante os experimentos as seguintes variáveis foram monitoradas: temperatura, potência de retificação, emissão acústica e vazão mássica do fluido criogênico. Após os experimentos, o acabamento superficial das peças foi avaliado por meio dos valores de rugosidade R_a e R_z [DIN] e o desvio geométrico da forma circular pelo valor de circularidade $RONt$. O dano microestrutural foi avaliado por meio de imagens microestruturais das amostras.

No processo de retificação com resfriamento criogênico *in-process*, obteve-se um aumento substancial das forças de corte em relação ao experimento realizado a seco, resultando numa maior energia específica de retificação. Esse aumento de potência foi suficiente para nulificar o efeito da dissipação de calor do fluido criogênico. As peças submetidas ao método de resfriamento criogênico *in-process* apresentaram o acabamento superficial mais grosseiro. As microestruturas apresentaram fases predominantemente martensíticas e regiões de austenita retida. Foi constatada ainda a formação de camada branca na superfície. Adicionalmente, uma maior vazão de NL_2 e um pré-resfriamento da peça foram testados em conjunto com a estratégia de resfriamento *in-process*. Porém não foi verificada nenhuma diferença de resultados em relação ao primeiro experimento com resfriamento *in-process*.

Os experimentos de pré-resfriamento sugerem que, de fato, a razão V/A_s é um parâmetro crucial para determinar a viabilidade do método. Peças com maior razão V/A_s tendem a apresentar maiores diferenças entre os diâmetros objetivo e final da peça em função da contração térmica, que é diretamente proporcional ao diâmetro. Por outro lado, peças com um baixo valor V/A_s possuem menor capacidade de conservar temperaturas criogênicas, em função da sua menor inércia térmica. Para ambos os valores de V/A_s testados, a energia específica de retificação e os valores de temperatura de pico medidos foram os menores registrados dentre as estratégias de resfriamento avaliadas neste trabalho. Adicionalmente, as amostras retificadas com pré-resfriamento apresentaram o melhor perfil de circularidade e menores valores de rugosidade. Assim, o método mais promissor, considerando os equipamentos, materiais e parâmetros de processo selecionados para este estudo, foi o método de pré-resfriamento criogênico, muito embora a sua aplicação ainda apresente certas limitações práticas.

Por fim, foram desenvolvidas simulações numéricas do processo de retificação no programa de computador *Abaqus*. Os fenômenos de convecção e condutância foram modelados e ajustados por método inverso, tendo sido alcançada uma boa concordância entre curvas simuladas e experimentais. O calor gerado na zona de retificação foi implementado

por meio de uma fonte móvel de calor e as comparações entre simulação e experimento do processo de retificação a seco apresentaram uma diferença percentual máxima de 8,5%, indicando que a modelagem empregada apresentou uma performance adequada para os propósitos do trabalho.

Algumas propostas de continuação do presente trabalho estão listadas abaixo:

- Aplicação das simulações térmicas desenvolvidas para a previsão de contrações e expansões térmica localizadas induzidas no material, visando otimizar o processo com pré-resfriamento e melhorar a precisão dimensional;
- Desenvolvimento de modelos, possivelmente com a aplicação de fluidodinâmica computacional, para a simulação de processos com resfriamento criogênico *in-process*;
- Analisar a morfologia superficial do rebolo após os experimentos de retificação com resfriamento criogênico;
- Coletar e analisar os cavacos formados durante o processo de retificação com aplicação criogênica;
- Expandir a quantidade de variáveis de análise (dureza e tensão residual);
- Aplicação de técnicas de MQL em conjunto com fluidos criogênicos;
- Avaliação de outros fluidos criogênicos, como CO₂ líquido.

REFERÊNCIAS

- ABEDRABBO, F. *et al.* Experimental evaluation and surface integrity analysis of cryogenic coolants approaches in the cylindrical plunge grinding. **Scientific Reports**, v. 11, n. 1, p. 20952, Oct 2021. ISSN 2045-2322. Disponível em: <https://doi.org/10.1038/s41598-021-00225-6>.
- ABUKHSHIM, N.; MATIVENGA, P.; SHEIKH, M. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. v. 46, n. 7, p. 782–800, 2006. ISSN 0890-6955. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069550500180X>.
- AHMER, M. *et al.* Using multivariate quality statistic for maintenance decision support in a bearing ring grinder. **Machines**, v. 10, p. 794, 09 2022.
- A.L.M.T. **What are Diamond/CBN wheels (super abrasive wheels)?** A.L.M.T. Corp., 2018. Acesso em: 29 de fevereiro de 2023. Disponível em: https://www.allied-material.co.jp/en/products/diamond/knowledge/about_diamond_cbn-wheel.html.
- AMBROSY, F. *et al.* An experimental study of cryogenic machining on nanocrystalline surface layer generation. **Procedia CIRP**, v. 13, p. 169–174, 2014. ISSN 2212-8271. 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI). Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827114000304>.
- ANDERSON, D.; WARKENTIN, A.; BAUER, R. Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 204, n. 1, p. 269–278, 2008. ISSN 0924-0136. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607010771>.
- BENSAID, K. *et al.* Effects of the cooling mode on the integrity and the multi-pass micro-scratching wear resistance of hardox 500 ground surfaces. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 113, n. 9, p. 2865–2882, Apr 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06719-x>.
- BHADURI, D.; KUMAR, R.; CHATTOPADHYAY, A. K. On the grindability of low-carbon steel under dry, cryogenic and neat oil environments with monolayer brazed cbn and alumina wheels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, n. 9, p. 927–943, Dec 2011. ISSN 1433-3015. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3341-3>.
- BHATTACHARYYA, D.; ALLEN, M.; MANDER, S. Cryogenic machining of kevlar composites. **Materials and Manufacturing Processes**, Taylor & Francis, v. 8, n. 6, p. 631–651, 1993. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10426919308934871>.
- BYRNE, G.; SCHOLTA, E. Environmentally clean machining processes — a strategic approach. **CIRP Annals**, Elsevier, v. 42, p. 471–474, 1 1993. ISSN 0007-8506.
- CHANDRA, S.; AZIZ, S. D. Leidenfrost Evaporation of Liquid Nitrogen Droplets. **Journal of Heat Transfer**, v. 116, n. 4, p. 999–1006, 11 1994. ISSN 0022-1481. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.2911477>.

CHATTOPADHYAY, A.; BOSE, A.; CHATTOPADHYAY, A. Improvements in grinding steels by cryogenic cooling. **Precision Engineering**, v. 7, n. 2, p. 93–98, 1985. ISSN 0141-6359. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0141635985900984>.

CHOU, Y.; EVANS, C. J. White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 39, n. 12, p. 1863–1881, 1999. ISSN 0890-6955. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069559900036X>.

DAVOUDINEJAD, A. *et al.* Finite element simulation and validation of chip formation and cutting forces in dry and cryogenic cutting of ti-6al-4v. **Procedia Manufacturing**, v. 1, p. 728–739, 2015. ISSN 2351-9789. 43rd North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 43, 8-12 June 2015, UNC Charlotte, North Carolina, United States. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2351978915010379>.

DEIVANATHAN, R.; VIJAYARAGHAVAN, L. Theoretical analysis of thermal profile and heat transfer in grinding. **International Journal of Mechanical and Materials Engineering (IJMME)**, v. 8, p. 21–31, 2013.

DOMAN, D.; WARKENTIN, A.; BAUER, R. Finite element modeling approaches in grinding. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 2, p. 109–116, 2009. ISSN 0890-6955. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695508001983>.

GARCIA, E. *et al.* Identification of heat partition in grinding related to process parameters, using the inverse heat flux conduction model. **Applied Thermal Engineering**, v. 66, n. 1, p. 122–130, 2014. ISSN 1359-4311. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431114000544>.

HADAD, M.; SHARBATI, A. Thermal aspects of environmentally friendly-mql grinding process. **Procedia CIRP**, v. 40, p. 509–515, 2016. ISSN 2212-8271. 13th Global Conference on Sustainable Manufacturing – Decoupling Growth from Resource Use. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827116001402>.

HAN, S. *et al.* White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of aisi 1045 annealed steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 488, n. 1, p. 195–204, 2008. ISSN 0921-5093. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509307018783>.

INASAKI, I.; TÖNSHOFF, H.; HOWES, T. Abrasive machining in the future. **CIRP Annals**, v. 42, n. 2, p. 723–732, 1993. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607625359>.

JAWAHIR, I. *et al.* Cryogenic manufacturing processes. **CIRP Annals**, v. 65, n. 2, p. 713–736, 2016. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850616302402>.

LAVINE, A. S. A Simple Model for Convective Cooling During the Grinding Process. **Journal of Engineering for Industry**, v. 110, n. 1, p. 1–6, 02 1988. ISSN 0022-0817. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.3187837>.

MAHDI, M.; ZHANG, L. The finite element thermal analysis of grinding processes by adina. **Computers & Structures**, v. 56, n. 2, p. 313–320, 1995. ISSN 0045-7949. Nonlinear Finite Element Analysis and ADINA Proceedings of the 10th ADINA Conference. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/004579499500024B>.

MALKIN, S.; GUO, C. Thermal analysis of grinding. **CIRP Annals**, v. 56, n. 2, p. 760–782, 2007. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607001564>.

MANIMARAN, G.; Pradeep kumar, M.; VENKATASAMY, R. Influence of cryogenic cooling on surface grinding of stainless steel 316. **Cryogenics**, v. 59, p. 76–83, 2014. ISSN 0011-2275. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0011227513001161>.

MONDELIN, A. *et al.* Surface integrity prediction in finish turning of 15-5ph stainless steel. **Procedia Engineering**, v. 19, p. 270–275, 2011. ISSN 1877-7058. 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI). Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811029201>.

MOULIK, P.; YANG, H.; CHANDRASEKAR, S. Simulation of thermal stresses due to grinding. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 43, n. 3, p. 831–851, 2001. ISSN 0020-7403. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740300000278>.

NARUTAKI, N. *et al.* A new advanced ceramic for dry machining. **CIRP Annals**, v. 46, n. 1, p. 43–48, 1997. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607607720>.

NGUYEN, T.; ZARUDI, I.; ZHANG, L. Grinding-hardening with liquid nitrogen: Mechanisms and technology. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 1, p. 97–106, 2007. ISSN 0890-6955. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506000599>.

OLIVEIRA, J. F. *et al.* Dry grinding process with workpiece precooling. **CIRP Annals**, v. 64, n. 1, p. 329–332, 2015. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850615001067>.

OLIVEIRA, J. F. G.; DORNFELD, D. A. Dimensional characterization of grinding wheel surface through acoustic emission. **CIRP Annals**, v. 43, n. 1, p. 291–294, 1994. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607622161>.

OLIVEIRA, J. G.; DORNFELD, D. A. Application of ae contact sensing in reliable grinding monitoring. **CIRP Annals**, v. 50, n. 1, p. 217–220, 2001. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607621088>.

PANG, J. *et al.* Heat flux distribution and temperature prediction model for dry and wet cylindrical plunge grinding. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 233, n. 10, p. 2047–2060, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/0954405418815365>.

PAUL, S.; BANDYOPADHYAY, P.; CHATTOPADHYAY, A. Effects of cryo-cooling in grinding steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 37, n. 1, p. 791–800, 1993. ISSN 0924-0136. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092401369390137U>.

PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. Effects of cryogenic cooling by liquid nitrogen jet on forces, temperature and surface residual stresses in grinding steels. **Cryogenics**, v. 35, n. 8, p. 515–523, 1995. ISSN 0011-2275. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/001122759598219Q>.

PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. The effect of cryogenic cooling on grinding forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 36, n. 1, p. 63–72, 1996. ISSN 0890-6955. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069559592629D>.

QI, H.; ROWE, W.; MILLS, B. Contact length in grinding part 2: Evaluation of contact length models. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology**, Professional Engineering Publishing, v. 211, p. 77–85, 1997. ISSN 13506501.

ROWE, W. *et al.* The effect of deformation on the contact area in grinding. **CIRP Annals**, v. 42, n. 1, p. 409–412, 1993. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607624731>.

ROWE, W. B. 4 - grinding wheel dressing. *In*: ROWE, W. B. (ed.). **Principles of Modern Grinding Technology (Second Edition)**. Second edition. Oxford: William Andrew Publishing, 2014. p. 63–82. ISBN 978-0-323-24271-4. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B978032324271400004X>.

SINHA, M. K.; GHOSH, S.; PARUCHURI, V. R. Modelling of specific grinding energy for inconel 718 superalloy. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 233, n. 2, p. 443–460, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1177/0954405417741513>.

SNOEYS, R.; PETERS, J.; DECNEUT, A. The significance of chip thickness in grinding. **CIRP Annals**, v. 23, n. 2, p. 227–237, 1974. ISSN 0007-8506.

WARNECKE, G.; BARTH, C. Optimization of the dynamic behavior of grinding wheels for grinding of hard and brittle materials using the finite element method. **CIRP Annals**, v. 48, n. 1, p. 261–264, 1999. ISSN 0007-8506. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607631795>.

WEBER, D. *et al.* 3d fem heat transfer simulation of surface grinding of cryogenic pre-cooled parts. **Procedia CIRP**, v. 117, p. 205–210, 2023. ISSN 2212-8271. 19th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827123001683>.

WU, S. *et al.* Formation mechanism of white layer in the high-speed cutting of hardened steel under cryogenic liquid nitrogen cooling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 302, p. 117469, 2022. ISSN 0924-0136. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013621004295>.

APÊNDICES

APÊNDICE A – CATÁLOGO DE LINEARIZAÇÃO DA UNIDADE TELEMÉTRICA



AN-1087 APPLICATION NOTE

One Technology Way • P.O. Box 9106 • Norwood, MA 02062-9106, U.S.A. • Tel: 781.329.4700 • Fax: 781.461.3113 • www.analog.com

Thermocouple Linearization When Using the AD8494/AD8495/AD8496/AD8497

by Reem Malik

INTRODUCTION

The AD8494/AD8495/AD8496/AD8497 thermocouple amplifiers provide a simple, low cost solution for measuring thermocouple temperatures. These amplifiers simplify many of the difficulties of measuring thermocouples. A fixed-gain instrumentation amplifier amplifies the small thermocouple voltage, and an integrated temperature sensor performs cold junction compensation.

The AD849x is optimized to measure and amplify J and K type thermocouple signals for a linear 5 mV/°C response such that

$$V_{OUT} = (T_M \times 5 \text{ mV}/^\circ\text{C}) + V_{REF}$$

where T_M is the temperature at the measurement junction of the thermocouple.

The AD849x output is accurate to within 2°C across the entire range of measurement and ambient temperatures listed in Table 1. This application note describes ways to achieve even greater accuracy when operating at or measuring temperatures outside the specified ranges using the AD849x.

THERMOCOUPLE NONLINEARITY

The voltage generated by a thermocouple is inherently nonlinear. For example, a J type thermocouple changes by 52 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$ at 25°C and by 55 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$ at 150°C. K type thermocouples tend to be much more linear, staying fairly near 41 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$ when temperatures are above 0°C. The voltage response of a thermocouple to a temperature gradient can be described by a greater than sixth-order polynomial (see Figure 1).

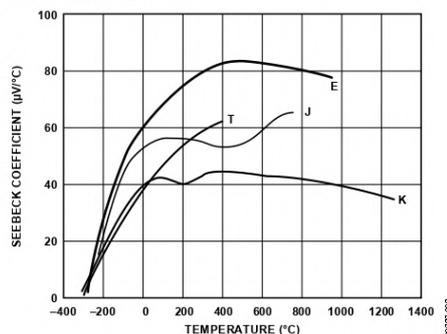


Figure 1. Seebeck Coefficient of Thermocouple vs. Temperature

The AD849x linearly amplifies the (cold junction compensated) thermocouple signal. This means that the output signal is as nonlinear as the input signal from the thermocouple.

An application may require better nonlinearity (meaning greater accuracy) than is provided directly by the thermocouple in that temperature range. In such cases, linearization, or correction, of the thermocouple measurement is required.

Whether a thermocouple measurement needs linearization depends on the type of thermocouple chosen, the required system accuracy, and the temperature range being measured. The nonlinearity of thermocouple signals is well studied and is constant for a specific thermocouple type. Therefore, the measurement system can compensate for it.

AD849x THERMOCOUPLE NONLINEARITY COMPENSATION

Although the AD849x does not actively correct thermocouple nonlinearity, the amplifiers are precision trimmed to match the transfer characteristics of J type and K type thermocouples. This means that the AD849x compensates for nonlinearity by choosing a specific section of the thermocouple curve and performing a linear best fit to this section to create a 5 mV/°C output.

Table 1 shows the temperature ranges chosen, resulting in an error from thermocouple nonlinearity of less than $\pm 2^\circ\text{C}$. Figure 2 shows the nonlinearity error graphically.

Table 1. AD849x $\pm 2^\circ\text{C}$ Accuracy Temperature Ranges

Part	Thermocouple Type	Max Error	Ambient Temperature Range	Measurement Temperature Range
AD8494	J	$\pm 2^\circ\text{C}$	0°C to 50°C	-35°C to +95°C
AD8495	K	$\pm 2^\circ\text{C}$	0°C to 50°C	-25°C to +400°C
AD8496	J	$\pm 2^\circ\text{C}$	25°C to 100°C	+55°C to +565°C
AD8497	K	$\pm 2^\circ\text{C}$	25°C to 100°C	-25°C to +295°C

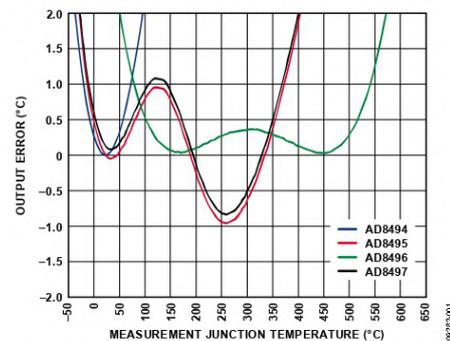


Figure 2. AD849x Output Error due to Thermocouple Nonlinearity

AN-1087

Application Note

Each part in the AD849x family is precision trimmed to optimize a linear operating range for a specific thermocouple type and for specific measurement and ambient temperature ranges. The following three parameters are trimmed to achieve a 5 mV/°C output with minimal errors:

- Gain of the amplifier
- Offset of the amplifier (error voltage at 0°C to achieve 125 mV at 25°C)
- Scale factor of the temperature sensor/cold junction compensator

The thermocouple voltage, V_{TC} , is a function of the thermocouple type, the measurement junction temperature (T_{MJ}), and the reference junction temperature (T_{RJ}).

$$V_{TC} \propto T_{MJ} - T_{RJ} = (T_{MJ} - 0) - (T_{RJ} - 0)$$

The following transfer function should be used to determine the actual thermocouple voltages being measured by the AD849x (see Table 2 for specific values for each part).

$$V_{TC} = \frac{V_{OUT} - (T_{RJ} \times CJC) - V_{OFFSET} - V_{REF}}{Gain}$$

where:

CJC is the cold junction compensation scale factor.

V_{OFFSET} is the error voltage at 0°C to achieve 125 mV at 25°C.

V_{REF} is the user input voltage.

$Gain$ is the gain of the amplifier.

Table 2. Transfer Function Values for the AD8494, AD8495, AD8496, and AD8497

Part	Gain	CJC Factor (mV/°C)	Offset (mV)
AD8494	96.7	5	0
AD8495	122.4	4.95	1.25
AD8496	90.35	4.8	20.2
AD8497	122.4	5.0392	-0.98

LINEARITY CORRECTION ALGORITHMS

Thermocouple nonlinearity is typically corrected with a microcontroller in the digital domain. One of two correction algorithms can be used.

AD849x Output Lookup Table

The first method is to use Table 3, which lists the ideal AD849x output voltages as a function of the temperature for J type and K type thermocouples with the specified junction temperatures.

For example, an AD8495 at room temperature (25°C) with a grounded reference pin connected to a K type thermocouple outputs 1 V. Using the 5 mV/°C transfer function, 1 V represents 200°C. For greater accuracy, the user must calculate the temperature that corresponds to the 1 V output as follows:

1. Table 3 indicates that at a measurement junction temperature of 200°C, the actual AD8495 output is 0.999 V, and at a measurement junction temperature of 220°C, it is 1.097 V.
2. Linear extrapolation between these two points yields an answer of 200.2°C at 1 V.

NIST Thermoelectric Voltage Lookup Tables

The second method is to use the following equations, where T_{MJ} is the temperature at the thermocouple measurement junction, and f_{NIST} is a millivolt-to-temperature function based on the standard lookup tables or on equations published by the National Institute of Standards and Technology (thermocouple databases can be found at <http://srdata.nist.gov/its90/main>).

Recall that $V_{TC} \propto T_{MJ} - T_{RJ}$, such that

$$V_{TC} = f_{NIST}(T_{MJ} - 0) - f_{NIST}(T_{RJ} - 0)$$

Output values for intermediate temperatures can be interpolated or calculated using the AD849x output equations and the NIST thermoelectric voltage tables referred to 0°C.

For the AD8494, the equation is as follows:

$$T_{MJ} = f_{NIST}((V_{OUT} - V_{REF})/96.7)$$

For the AD8495, the equation is as follows:

$$T_{MJ} = f_{NIST}((V_{OUT} - V_{REF} - 1.25 \text{ mV})/122.4)$$

For the AD8496, the equation is as follows:

$$T_{MJ} = f_{NIST}((V_{OUT} - V_{REF} - 20.2 \text{ mV})/90.35)$$

For the AD8497, the equation is as follows:

$$T_{MJ} = f_{NIST}((V_{OUT} - V_{REF} + 0.98 \text{ mV})/122.4)$$

Using the same example as for the first method (an AD8495 at room temperature with a grounded reference pin connected to a K type thermocouple that reads 1 V), the correction procedure is as follows:

$$T_{MJ} = f_{NIST}((1 \text{ V} - 1.25 \text{ mV})/122.4) = f_{NIST}(8.158 \text{ mV})$$

1. Consulting a standard K type thermocouple table indicates that at a measurement junction temperature of 200°C, the thermoelectric voltage of the thermocouple is 8.138 mV, and at a measurement junction temperature of 201°C, the thermoelectric voltage is 8.178 mV.
2. Linear extrapolation yields a final answer of 200.5°C.

Application Note

AN-1087

Table 3. Actual AD849x Results Reflecting Thermocouple Nonlinearity

Measurement Junction Temperature (°C)	AD8494/AD8495 Output, T _A = T _{RJ} = 25°C			AD8496/AD8497 Output, T _A = T _{RJ} = 60°		
	Ideal Output (V)	Actual Output (V)		Ideal Output (V)	Actual Output (V)	
	AD8494/AD8495	AD8494 Output with J Type	AD8495 Output with K Type	AD8496/AD8497	AD8496 Output with J Type	AD8497 Output with K Type
-260	-1.3		-0.786	-1.3		-0.785
-240	-1.2		-0.774	-1.2		-0.773
-220	-1.1		-0.751	-1.1		-0.751
-200	-1		-0.719	-1		-0.718
-180	-0.9	-0.714	-0.677	-0.9	-0.642	-0.676
-160	-0.8	-0.658	-0.627	-0.8	-0.590	-0.626
-140	-0.7	-0.594	-0.569	-0.7	-0.530	-0.568
-120	-0.6	-0.523	-0.504	-0.6	-0.464	-0.503
-100	-0.5	-0.446	-0.432	-0.5	-0.392	-0.432
-80	-0.4	-0.365	-0.355	-0.4	-0.315	-0.354
-60	-0.3	-0.278	-0.272	-0.3	-0.235	-0.271
-40	-0.2	-0.188	-0.184	-0.2	-0.150	-0.184
-20	-0.1	-0.095	-0.093	-0.1	-0.063	-0.092
0	0	0.002	0.003	0	0.027	0.003
20	0.1	0.100	0.100	0.1	0.119	0.101
25	0.125	0.125	0.125	0.125	0.142	0.126
40	0.2	0.201	0.200	0.2	0.213	0.200
60	0.3	0.303	0.301	0.3	0.308	0.301
80	0.4	0.406	0.402	0.4	0.405	0.403
100	0.5	0.511	0.504	0.5	0.503	0.505
120	0.6	0.617	0.605	0.6	0.601	0.605
140	0.7	0.723	0.705	0.7	0.701	0.705
160	0.8	0.829	0.803	0.8	0.800	0.804
180	0.9	0.937	0.901	0.9	0.900	0.902
200	1	1.044	0.999	1	1.001	0.999
220	1.1	1.151	1.097	1.1	1.101	1.097
240	1.2	1.259	1.196	1.2	1.201	1.196
260	1.3	1.366	1.295	1.3	1.302	1.296
280	1.4	1.473	1.396	1.4	1.402	1.396
300	1.5	1.580	1.497	1.5	1.502	1.498
320	1.6	1.687	1.599	1.6	1.602	1.599
340	1.7	1.794	1.701	1.7	1.702	1.701
360	1.8	1.901	1.803	1.8	1.801	1.804
380	1.9	2.008	1.906	1.9	1.901	1.907
400	2	2.114	2.010	2	2.001	2.010
420	2.1	2.221	2.113	2.1	2.100	2.114
440	2.2	2.328	2.217	2.2	2.200	2.218
460	2.3	2.435	2.321	2.3	2.300	2.322
480	2.4	2.542	2.425	2.4	2.401	2.426
500	2.5	2.650	2.529	2.5	2.502	2.530
520	2.6	2.759	2.634	2.6	2.603	2.634
540	2.7	2.868	2.738	2.7	2.705	2.739
560	2.8	2.979	2.843	2.8	2.808	2.843
580	2.9	3.090	2.947	2.9	2.912	2.948
600	3	3.203	3.051	3	3.017	3.052
620	3.1	3.316	3.155	3.1	3.124	3.156
640	3.2	3.431	3.259	3.2	3.231	3.259
660	3.3	3.548	3.362	3.3	3.340	3.363
680	3.4	3.666	3.465	3.4	3.451	3.466

AN-1087

Application Note

Measurement Junction Temperature (°C)	AD8494/AD8495 Output, $T_A = T_{RJ} = 25^\circ\text{C}$			AD8496/AD8497 Output, $T_A = T_{RJ} = 60^\circ$		
	Ideal Output (V)	Actual Output (V)		Ideal Output (V)	Actual Output (V)	
	AD8494/AD8495	AD8494 Output with J Type	AD8495 Output with K Type	AD8496/AD8497	AD8496 Output with J Type	AD8497 Output with K Type
700	3.5	3.786	3.568	3.5	3.562	3.569
720	3.6	3.906	3.670	3.6	3.675	3.671
740	3.7	4.029	3.772	3.7	3.789	3.773
760	3.8	4.152	3.874	3.8	3.904	3.874
780	3.9	4.276	3.975	3.9	4.020	3.976
800	4	4.401	4.076	4	4.137	4.076
820	4.1	4.526	4.176	4.1	4.254	4.176
840	4.2	4.650	4.275	4.2	4.370	4.276
860	4.3	4.774	4.374	4.3	4.486	4.375
880	4.4	4.897	4.473	4.4	4.600	4.474
900	4.5	5.018	4.571	4.5	4.714	4.572
920	4.6	5.138	4.669	4.6	4.826	4.670
940	4.7	5.257	4.766	4.7	4.937	4.767
960	4.8	5.374	4.863	4.8	5.047	4.863
980	4.9	5.490	4.959	4.9	5.155	4.960
1000	5	5.606	5.055	5	5.263	5.055
1020	5.1	5.720	5.150	5.1	5.369	5.151
1040	5.2	5.833	5.245	5.2	5.475	5.245
1060	5.3	5.946	5.339	5.3	5.581	5.339
1080	5.4	6.058	5.432	5.4	5.686	5.433
1100	5.5	6.170	5.525	5.5	5.790	5.526
1120	5.6	6.282	5.617	5.6	5.895	5.618
1140	5.7	6.394	5.709	5.7	5.999	5.710
1160	5.8	6.505	5.800	5.8	6.103	5.801
1180	5.9	6.616	5.891	5.9	6.207	5.891
1200	6	6.727	5.980	6	6.311	5.981
1220	6.1		6.069	6.1		6.070
1240	6.2		6.158	6.2		6.158
1260	6.3		6.245	6.3		6.246
1280	6.4		6.332	6.4		6.332
1300	6.5		6.418	6.5		6.418
1320	6.6		6.503	6.6		6.503
1340	6.7		6.587	6.7		6.588
1360	6.8		6.671	6.8		6.671
1380	6.9		6.754	6.9		6.754



EESC • USP