



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**MODELAGEM DO PROCESSO DE RESFRIAMENTO DIRETO DE CÉLULAS DE ÍONS
DE LÍTIO CILÍNDRICAS BASEADO NO ESCOAMENTO AXIAL**

Rodrigo Alonso Pires Júnior

Belo Horizonte
2023

Rodrigo Alonso Pires Júnior

**MODELAGEM DO PROCESSO DE RESFRIAMENTO DIRETO DE CÉLULAS DE ÍONS
DE LÍTIO CILÍNDRICAS BASEADO NO ESCOAMENTO AXIAL**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do grau de mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Rudolf Huebner

Coorientador: Thales Alexandre Carvalho Maia

Belo Horizonte
2023

P667m

Pires Júnior, Rodrigo Alonso.

Modelagem do processo de resfriamento direto de células de íons de lítio cilíndricas baseado no escoamento axial [recurso eletrônico] / Rodrigo Alonso Pires Júnior. - 2023.

1 recurso online (112 f.: il.,color.) : pdf.

Orientador: Rudolf Huebner.

Coorientador: Thales Alexandre Carvalho Maia.

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

Bibliografia: f. 108-112.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Veículos elétricos - Teses. 3. Baterias de lítio - Teses. 4. Resfriamento - Teses. 5. Modelagem - Teses. I. Huebner, Rudolf. II. Maia, Thales Alexandre Carvalho. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

“MODELAGEM E ANÁLISE DE ESTRATÉGIA DE RESFRIAMENTO DIRETO DE CÉLULAS DE ÍONS DE LÍTIO CILÍNDRICAS BASEADA NO ESCOAMENTO AXIAL”

RODRIGO ALONSO PIRES JÚNIOR

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores Dr. Rudolf Huebner (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Thales Alexandre Carvalho Maia (Departamento de Engenharia Elétrica/UFMG), Dr. Braz de Jesus Cardoso Filho (Departamento de Engenharia Elétrica/UFMG) e Dr. Rafael Augusto Magalhães Ferreira (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de **“Mestre em Engenharia Mecânica”**, na área de concentração de **“Projeto e Sistemas”**.

Dissertação aprovada no dia 22 de dezembro de 2023.



Documento assinado eletronicamente por **Rudolf Huebner, Professor do Magistério Superior**, em 04/01/2024, às 21:18, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Thales Alexandre Carvalho Maia, Professor do Magistério Superior**, em 05/01/2024, às 12:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rafael Augusto Magalhães Ferreira, Professor do Magistério Superior**, em 08/01/2024, às 14:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Braz de Jesus Cardoso Filho, Professor do Magistério Superior**, em 16/01/2024, às 12:07, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2941789** e o código CRC **6791DEB9**.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

Agradeço à Fundação de Desenvolvimento de Pesquisa – Fundep Rota 2030/Linha V, projeto número 27192.03.01/2020.15-00, pelo apoio ao desenvolvimento do presente trabalho.

Agradeço ao Laboratório Tesla UFMG, em especial aos integrantes Samuel, Pedro, Dener e Mariana, pelo troca de conhecimento durante todo meu tempo de permanência no laboratório.

Agradeço ao LABBIO UFMG e à todos os integrantes, em especial ao Matheus, Guilherme, João Paulo e João Curado, por todo o apoio e troca de conhecimento dado ao longo do tempo em que realizei minhas simulações.

Agradeço aos meus orientadores Professor Rudolf e Professor Thales Maia pela importante mentoria fornecida, além de todo o suporte e tempo aplicado à contribuir não só com o trabalho apresentado, como também ao meu desenvolvimento pessoal.

Agradeço à minha família e amigos por acompanharem e apoiarem minha jornada até aqui.

“Se cheguei até aqui foi porque me apoiei no ombro de gigantes” (Isaac Newton)

RESUMO

Regulamentações ambientais acerca do nível de emissões dos veículos foram criadas e tendem a se tornar cada vez mais restritivas nos próximos anos. Nesse contexto a eletrificação veicular, parcial ou total, se tornou a opção mais utilizada pela indústria automobilística. Mesmo com a utilização da tecnologia de baterias de íons de lítio, os dispositivos armazenadores veiculares possuem pontos sensíveis em relação a densidade de potência, tempo de vida e autonomia por ciclo. Com alta correlação com os efeitos degradativos e geração de calor das células da bateria, a temperatura de operação das células é fundamental para a manutenção do dispositivo, o que levou à necessidade desenvolvimento de estratégias de resfriamento. Dentre as principais estratégias de resfriamento de células destaca-se o *air cooling*, *cold plate*, uso de tubulações e o resfriamento direto com escoamento na direção radial e axial. Este último apesar de alguns trabalhos da literatura indicarem suas vantagens, poucos trabalhos avaliaram a estratégia de modo aprofundado. Com isso, o presente trabalho busca se apresentar como mais uma referência de estudo em relação a estratégia de resfriamento direto com escoamento na direção axial, visando apresentar dados de desempenho para uma aplicação real. Para isso, um modelo CFD foi desenvolvido utilizando o *software* OpenFOAM, tendo sua validação feita pela comparação dos resultados do modelo com experimentos realizados utilizando ar como fluido de trabalho, obtendo-se um desvio médio de 7,65% em relação à temperatura da célula medida experimentalmente. A partir da validação do modelo, estudos comparativos foram conduzidos acerca da estratégia com a utilização de um fluido comercial, comparando os resultados com outras estratégias a partir dos dados apresentados em um estudo base. Nas condições de descarga 1C e 2,5C, a comparação da estratégia em questão apresentou os menores resultados relativos ao gradiente de temperatura no *pack* e uma das menores potências de bombeamento para ambos os casos.

Palavras Chave: Veículo elétrico; Bateria de íons de lítio; Geração de calor; Resfriamento direto; Modelagem térmica.

ABSTRACT

Environmental regulations regarding the level of vehicle emissions were created and tend to become increasingly restrictive in the next years. In this context, vehicle electrification, partial or total, has become the most used option by the automotive industry. Even with the use of lithium-ion battery technology, the storage devices have sensitive points in relation to power density, lifetime and autonomy per cycle. With high correlation with the degradative effects and heat generation of the battery cells, the operating temperature of the cells is one of the main parameters to be optimized, which led to the development of several cooling strategies. Among the main cell cooling strategies are air cooling, cold plate, use of pipes and direct cooling with flow in radial and axial directions. The latter, despite some works in the literature indicating its advantages, few works evaluated the strategy in depth. Therefore, this work seeks to present itself as another reference study in relation to the direct cooling strategy with axial flow, aiming to present performance data for a real application. For this, a CFD model was developed using OpenFOAM, having its validation done by comparing the results of the model with experiments carried out using air as working fluid, obtaining an average deviation of 7.65% in relation to experimental cell surface temperature measured. From the validation of the model, comparative studies were conducted about the strategy with the use of a commercial fluid, comparing the results with other strategies from data presented in a base study. Under discharge conditions 1C and 2.5C, comparison of strategy in question presented lowest results relative to temperature gradient in pack and one of lowest pumping powers for both cases.

Keywords: Electric vehicle; Lithium-ion battery; Heat generation; Direct cooling; Thermal modeling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Crescimento e acumulado do número de patentes relacionadas a motores à combustão interna.	16
Figura 2.1 – Movimentação dos íons de lítio de uma célula durante a operação.	20
Figura 2.2 – Tipos mais comuns de células de íons de lítio.	21
Figura 2.3 – Diferentes dimensões de células cilíndricas.	22
Figura 2.4 – Efeito da ciclagem na capacidade de armazenamento de uma bateria.	23
Figura 2.5 – Perda da capacidade da bateria ao longo de sua ciclagem.	24
Figura 2.6 – Efeito da temperatura na perda de capacidade da célula e sua respectiva fonte de degradação em dominância.	25
Figura 2.7 – Modelo de célula considerando a existência de uma resistência interna.	26
Figura 2.8 – Taxa de geração de entropia em função do estado de carga.	27
Figura 2.9 – Construção de uma célula de íons de lítio cilíndrica.	28
Figura 3.1 – Direções de escoamento em estratégias de <i>air cooling</i> .	32
Figura 3.2 – Tipos de sistemas de resfriamento de <i>packs</i> de baterias.	33
Figura 3.3 – Principais estratégias de resfriamento líquida das células de um <i>pack</i> , sendo (a) <i>cold plate</i> , (b) mini tubulações, (c) encamisamento e (d) resfriamento direto.	34
Figura 3.4 – Tipos de técnicas de resfriamento por PCM.	36
Figura 3.5 – Desempenho de diferentes fluidos de resfriamento.	37
Figura 3.6 – Desempenho de diferentes estratégias de resfriamento.	38
Figura 3.7 – Perfil de temperatura das estratégias de mini tubulações (a), <i>cold plate</i> (b), <i>air cooling</i> (c) e resfriamento direto (d) para 0,65 W de geração de calor.	39
Figura 3.8 – Direções de escoamento radial (a) e axial (b) em estratégias de resfriamento direto.	41
Figura 3.9 – Disposições possíveis para arranjos de células triangular (a) e quadrangular (b) em estratégia de resfriamento direto na direção axial.	42
Figura 4.1 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de <i>cold plate</i> .	45
Figura 4.2 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de mini tubulações.	46

Figura 4.3 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de resfriamento direto na direção radial.	47
Figura 4.4 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de resfriamento direto na direção axial.	47
Figura 4.5 – Discretização aplicada à solução de problemas baseados em volumes finitos.	48
Figura 5.1 – Identificação do foco do trabalho para construção do modelo.	54
Figura 5.2 – Identificação do padrão de repetição de um <i>pack</i> .	55
Figura 5.3 – Curva de tensão em função da capacidade para várias taxas de descarga.	56
Figura 5.4 – Curva OCV em função do SOC obtida.	57
Figura 5.5 – Curva de tensão por capacidade para várias temperaturas.	57
Figura 5.6 – Volume de controle considerado para construção do modelo.	61
Figura 5.7 – Domínio da célula e suas interfaces.	62
Figura 5.8 – Domínio do fluido e suas interfaces.	63
Figura 5.9 – Pontos considerados para o teste de malha.	63
Figura 5.10 – Pontos considerados para o teste de malha.	67
Figura 5.11 – Arranjo e forma de fixação das células.	70
Figura 5.12 – Posicionamento das células dentro da tubulação.	71
Figura 5.13 – Uniformização do perfil de temperatura (a) e disposição dos tubos dentro da tubulação (b).	72
Figura 5.14 – Aparato experimental utilizado.	73
Figura 5.15 – Testador de bateria DL24P.	74
Figura 5.16 - Pontos de aferição de velocidade.	75
Figura 5.17 – Método de contagem do número de canais.	79
Figura 6.1 – Malhas utilizadas para o teste.	81
Figura 6.2 – Curvas de temperatura da célula ao longo do eixo z para cada grau de refinamento.	82
Figura 6.3 – Malhas utilizadas para determinação do erro numérico.	83
Figura 6.4 – Curvas de velocidade para cada grau de refinamento.	84

Figura 6.5 – Malha utilizada nas simulações.	85
Figura 6.6– Resistência interna modelada.	87
Figura 6.7 – Perfil de temperatura superficial (a) e interna na direção do contato entre células (b) e no ponto médio do escoamento (c).	89
Figura 6.8 – Curva de temperatura interna na direção do ponto médio do escoamento (a) e na direção do contato entre células (b).	90
Figura 6.9 – Perfil de temperatura superficial em relação à altura na região de contato entre células.	92
Figura 6.10 – Evolução da temperatura ao longo do tempo.	94
Figura 6.11 – Distribuição de temperatura no <i>pack</i> para a estratégia de resfriamento direto na direção radial (a) e axial (b).	98
Figura 6.12 – Perfil de temperatura superficial da célula.	100
Figura 6.13 – Distribuição de temperatura no <i>pack</i> para a estratégia de resfriamento direto na direção radial (a) e axial (b).	101
Figura 6.14 – Perfil de temperatura superficial da célula.	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Valores usuais das constantes do modelo k- ϵ de turbulência.	50
Tabela 5.1 Propriedades consideradas para a célula de íons de lítio estudada (SPINNER <i>et al.</i> , 2018).	59
Tabela 5.2 - Propriedades térmicas do fluido de trabalho Novec 774.	59
Tabela 5.3 – <i>Softwares</i> e <i>solvers</i> utilizados nas simulações.	68
Tabela 5.4 – Configuração da máquina utilizada.	69
Tabela 5.5 – Lista de equipamentos utilizados.	75
Tabela 5.6 – Diferenças entre as células utilizadas no estudo base e no presente estudo.	77
Tabela 6.1 – Impacto do nível de refinamento nos parâmetros da simulação.	81
Tabela 6.2 – Temperatura nos pontos indicados para cada grau de refinamento.	82
Tabela 6.3 – Impacto do nível de refinamento nos parâmetros da simulação.	83
Tabela 6.4 – Temperatura nos pontos indicados para cada grau de refinamento.	85
Tabela 6.5 – Parâmetros iniciais para simulação de validação.	87
Tabela 6.6 – Parâmetros iniciais para simulação de validação.	87
Tabela 6.7 – Aferição da velocidade do escoamento nos pontos indicados.	93
Tabela 6.8 – Resultados do experimento.	96
Tabela 6.9 – Comparação resultados obtidos no presente estudo em relação aos resultados apresentados no estudo base.	105

LISTA DE SIGLAS

Siglas

BTMS	<i>Battery Thermal Management System</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
EGR	<i>Exhaust Gas Recirculation</i>
EPA	<i>Environmental Protection Agency</i>
GCI	<i>Grid Convergence Index</i>
GEE	Gases de Efeito Estufa
IEA	<i>International Energy Agency</i>
LiB	<i>Lithium ion Battery</i>
PCM	<i>Phase Change Material</i>
RANS	<i>Reynolds-Average Navier-Stokes</i>
SoC	<i>State of Charge</i>
SoH	<i>State of Health</i>
SST	<i>Shear Stress Transport</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área da seção transversal, [m ²]
$C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}$	Constantes do modelo k – ε
C_μ	Constante do modelo k – ε
C_p	Calor específico, [J/kgK]
D_h	Diâmetro hidráulico, [m]
I	Corrente elétrica, [A]
k	Energia cinética de turbulência, [m ² /s ²]
L_x	Comprimento característico na direção longitudinal, [m]
M	Massa, [kg]
OCV	Tensão de circuito aberto, [V]
P	Potência, [W]
p	Pressão, [Pa]
\dot{Q}	Geração de calor, [W]
Q	Vazão, [kg/s]
R_i	Resistência interna, [Ω]
r	Raio, [m]
S_{ij}	Produção de turbulência, [kg/ms ³]
T	Temperatura, [K]
T_b	Temperatura da bateria, [K]
dU/dT	Geração de entropia, [mV/K]
u	Erro
V	Volume, [m ³]
v	Velocidade, [m/s]
V_e	Tensão, [V]
V_T	Tensão de descarga, [V]

Gregos

ε	Dissipação da turbulência, [m ² /s ³]
λ	Condutividade térmica, [W/mK]
μ	Viscosidade dinâmica, [Pa.s]
μ_t	Viscosidade turbulenta, [Pa.s]
ρ	Massa específica, [kg/m ³]
σ_ε	Constante do modelo k – ε
σ_k	Constante do modelo k – ε
σ_{xx}	Tensor tensão na direção x
σ_{yy}	Tensor tensão na direção y
σ_{zz}	Tensor tensão na direção z
τ_{xy}	Tensor de cisalhamento na direção xy
τ_{xz}	Tensor de cisalhamento na direção xz

τ_{yz} Tensor de cisalhamento na direção yz
 ω Taxa de dissipação específica, [m²/s³]

Constantes

c	Velocidade da luz no vácuo	2,9979x10 ⁸ m/s
g	Aceleração gravitacional	9,7836 m/s ²

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	OBJETIVO GERAL	20
1.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	20
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	20
2	ARMAZENADORES DE ENERGIA	22
2.1	TECNOLOGIA DE BATERIAS	22
2.2	CONSIDERAÇÕES DA UTILIZAÇÃO DE LIBS	24
2.2.1	Degradação de baterias	24
2.2.2	Fenômenos associados à degradação	26
2.3	PERDAS ASSOCIADAS À OPERAÇÃO DE LIBS	28
2.3.1	Geração de calor	28
2.3.2	Definição do modelo de resistência interna	29
2.4	PROPRIEDADES TÉRMICAS DE UMA CÉLULA DE ÍONS DE LÍTIO	30
3	SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DE BATERIAS	33
3.1	TIPOS DE SISTEMA DE RESFRIAMENTO DE BATERIAS VEICULARES	33
3.1.1	<i>Air Cooling</i>	33
3.1.2	Resfriamento líquido	34
3.1.3	Resfriamento por PCM (<i>Phase Change Material</i>)	37
3.2	COMPARAÇÃO DAS DIFERENTES ESTRATÉGIAS DE RESFRIAMENTO DE LIBS	38
3.2.1	Avaliação do desempenho de diferentes fluidos	39
3.2.2	Avaliação do desempenho das principais estratégias de resfriamento	40
3.3	SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DIRETO: ESTADO DA ARTE	42
4	ABORDAGEM MATEMÁTICA DE SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DE LIBS	46
4.1	MODELAGEM MATEMÁTICA DE PROBLEMAS ENVOLVENDO TROCA DE CALOR EM CÉLULAS CILÍNDRICAS	46
4.2	DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL	50
4.3	VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS POR MODELOS NUMÉRICOS	52
5	METODOLOGIA	55
5.1	DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	55
5.2	DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA INTERNA DA CÉLULA	57

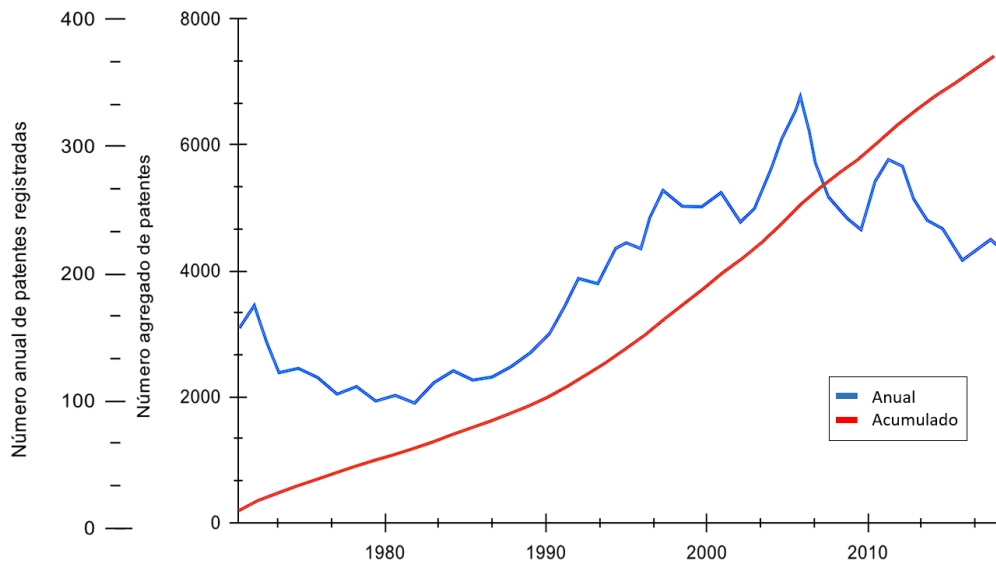
5.3	DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DA CÉLULA E DO FLUIDO DE TRABALHO	56
5.4	DETERMINAÇÃO DO MODELO COMPUTACIONAL	61
5.4.1	Modelagem da célula	61
5.4.2	Modelagem do domínio de cálculo	62
5.4.3	Condições iniciais e de contorno	64
5.4.4	Definição da malha	67
5.4.5	Especificações de máquina e <i>softwares</i> utilizados	69
5.5	DESENVOLVIMENTO DO EXPERIMENTO	70
5.5.1	Construção da estrutura	70
5.5.2	Aparato experimental e metodologia de extração dos resultados	74
5.6	ESTABELECIMENTO DOS PARÂMETROS DE COMPARAÇÃO COM O TRABALHO DE MOGHADDAM (2018)	77
6	ANÁLISE E DISCUSSÃO	81
6.1	PRÉ PROCESSAMENTO DO MODELO COMPUTACIONAL	81
6.1.1	Teste de malha	81
6.1.2	Condições ambientais e determinação da geração de calor	87
6.2	RESULTADOS DO MODELO COMPUTACIONAL	89
6.3	RESULTADOS EXPERIMENTAIS	93
6.4	AVALIAÇÃO DA ESTRATÉGIA POR MEIO DA UTILIZAÇÃO DE UM FLUIDO COMERCIAL	97
6.4.1	Resfriamento direto axial x radial (0,65 W por célula)	98
6.4.2	Resfriamento direto axial x radial (4,4 W por célula)	100
6.4.3	Comparação de desempenho com as principais estratégias	103
7	CONCLUSÃO	107
	REFERÊNCIAS	109

1. INTRODUÇÃO

Segundo IEA (*International Environmental Agency*) (2020) o aumento da concentração dos gases de efeito estufa (GEE) na atmosfera se deve, em grande parte, à queima de combustíveis fósseis, sendo o petróleo o principal combustível fóssil em utilização. A maior parte da utilização do petróleo ocorre na alimentação de veículos autôpropelidos utilizados como meio de transporte. Segundo Helmers *et al.* (2020) quase um quarto das emissões de CO₂ relacionadas ao consumo de energia, provém dos meios de transporte. Tendo em vista a maior preocupação com os efeitos nocivos do aumento da concentração dos GEEs, regulamentações acerca do nível de emissões de veículos foram desenvolvidas e vêm se tornando cada vez mais restritas, conforme apresentado por EPA (*Environmental Protection Agency*) (2022).

Para manter a comercialização de seus veículos, os fabricantes passaram a investir em inovações que os possibilitem atender às normas de emissões vigentes (DALLMANN *et al.*, 2018). Dentre essas inovações implementadas nos veículos, destaca-se a utilização dos catalisadores e filtros pós-queima, *downsizing* e EGR (*Exhaust Gas Recirculation*). A partir da análise feita por Leach *et al.* (2020), o autor destaca que a partir do nível tecnológico alcançado atualmente, não é possível conciliar o aumento da eficiência com a redução da emissão de poluentes, criando um dilema no desenvolvimento de veículos. Ainda, o aumento de sofisticação acaba por encarecer o veículo comercializado, o que pode ocasionar redução do número de vendas. Em estudo realizado por Sinigaglia *et al.* (2022), a partir da análise do número de patentes relacionadas a motores à combustão é observado uma queda do número de registros anuais a partir de 2009, conforme apresentado na Figura 1.1.

Figura 1.1 – Crescimento e acumulado do número de patentes relacionadas à motores à combustão interna.



Fonte: Sinigaglia *et al.* (2022).

Em um contexto de constante restrição dos níveis de emissões, veículos eletrificados, totalmente ou parcialmente, passaram a ganhar mais destaque (Boulanger *et al.*, 2011). Em se tratando de veículos elétricos à bateria, não há “emissões de escape”, já que não há nenhum processo de combustão envolvido na conversão de energia elétrica em cinética (WASSILIADIS *et al.* 2022). Tal modalidade de veículos apresenta motores mais compactos e com menor desgaste em relação à motores à combustão, porém apresenta restrições em relação aos dispositivos armazenadores de energia, neste caso as baterias (RAMKUMAR *et al.*, 2022).

A partir da maior disponibilidade de compra de veículos eletrificados aliada com valores competitivos, espera-se que esse segmento de veículos ocupe uma porção mais significativa das vendas nos próximos anos. Em estudos realizados por Wu e Chen (2022), por meio de um algoritmo de regressão que considera a taxa de crescimento de vendas e possíveis fatores limitantes futuros, estimam que as vendas de veículos elétricos anuais ao redor do mundo irão quintuplicar nos próximos dez anos. Os mesmos pesquisadores realizaram o mesmo método para a China e obtiveram a estimativa de um aumento de sete vezes o número de vendas nos próximos dez anos. Assis (2022) realizou estudo similar para o Brasil, considerando a taxa de penetração dos veículos elétricos sob três fatores: tendência global, cenário inercial e cenário de protagonismo dos biocombustíveis. Os resultados obtidos pelo autor indicam que a quantidade de veículos elétricos em circulação irá quadruplicar nos próximos 10 anos, considerando o pior dos casos.

Dentre os principais desafios de um dispositivo armazenador, quando comparado aos combustíveis fósseis líquidos, cita-se a baixa densidade de energia, tempo de vida e o maior custo associado à obtenção e manutenção (QIU *et al.*, 2022). A utilização da tecnologia de baterias feitas a partir de íons de lítio garantiu grandes avanços em termos de eficiência, densidade de potência e tempo de vida, porém esses parâmetros ainda são críticos no desenvolvimento deste tipo de veículo (RANGARAJAN *et al.*, 2022; ETXANDI-SANTOLAYA *et al.*, 2023). Estudos experimentais conduzidos por Waldmann *et al.* (2015) e Du *et al.* (2018) apontam forte correlação da temperatura da bateria com fenômenos degradativos e geração de calor associados a este dispositivo. Ainda, a temperatura é um fator diretamente ligado ao tempo de vida do equipamento armazenador de energia, conforme apresentado nos estudos de Wu *et al.* (2017) e Liu *et al.* (2017).

Visto que a temperatura de operação das células de uma bateria incorre diretamente nos principais parâmetros de desempenho e condição deste armazenador de energia, sistemas de controle de temperatura destes dispositivos têm papel fundamental na maximização destes parâmetros (XIE *et al.*, 2020). Devido a isso, um sistema dedicado exclusivamente ao controle de temperatura das baterias foi desenvolvido e implementado nos veículos eletrificados, tal sistema é conhecido como BTMS (*Battery Thermal Management System*) (FAYAZ *et al.*, 2022). O BTMS é um sistema que, por meio dos dados de operação da bateria e do veículo, atua nos componentes do sistema de resfriamento do *pack* de baterias, assim controlando a temperatura das células por meio da taxa de transferência de calor (WANG *et al.*, 2018).

Controlado pelo BTMS, o sistema de resfriamento das células do *pack* de baterias determina o desempenho e nível de segurança do sistema. Com isso, segundo Xia *et al.* (2017), diversas estratégias acerca do maximização da troca de calor dos sistemas de resfriamento já foram criadas, destacando-se as estratégias de *air cooling*, mini tubulações, *cold plate*, materiais em mudança de fase (PCM – *Phase Change Materials*) e resfriamento por imersão ou direto. Tendo em vista as características construtivas da interface de troca de calor das células do *pack* de bateria, tais sistemas influenciam diretamente na densidade de potência do conjunto armazenador. Levando em conta as características positivas da estratégia de resfriamento por imersão com escoamento na direção axial em relação às demais e a baixa quantidade de trabalhos relacionados ao uso dessa estratégia em baterias veiculares, o presente estudo visa se apresentar como mais uma referência em relação à este tópico, propondo um modelo computacional validado experimentalmente, além de, a partir do modelo validado, realizar uma comparação de desempenho do sistema de resfriamento em relação à outros sistemas

comumente estudados. Para isso, a estratégia será modelada com o auxílio do *software* CFD OpenFOAM. Já para os experimentos, serão testadas células da fabricante Panasonic modelo NCR18650B em aparato experimental que se baseará no ar como fluido de trabalho. Após a validação do modelo, o mesmo será utilizado como base para a realização da comparação das diferentes estratégias apresentadas no estudo realizado por Moghaddam (2018), sendo consideradas as mesmas bases de comparação propostas no trabalho desenvolvido pelo autor.

1.1. OBJETIVO GERAL

O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo computacional, validado experimentalmente, acerca da estratégia de resfriamento direto com escoamento na direção axial de forma a possibilitar a comparação, sob as mesmas condições, deste tipo de sistema em relação às outras estratégias mais estudadas e utilizadas na indústria.

1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Desenvolver uma metodologia de modelagem de sistemas de resfriamento de células cilíndricas;
- Validar o modelo computacional desenvolvido por meio da comparação com testes experimentais;
- Estabelecer uma base de comparação de eficiência de forma direta para a estratégia de resfriamento direto na direção axial com relação às demais estratégias de resfriamento de baterias utilizadas na indústria.

1.3. ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Visando estabelecer uma linha de raciocínio acerca do desenvolvimento de um estudo de estratégias de controle de temperatura de células aplicadas em baterias veiculares, o presente estudo foi dividido em mais 6 capítulos. O Capítulo 2, intitulado “Armazenadores de energia” visa estabelecer conceitos básicos de como uma célula de lítio opera. O capítulo ainda aborda os principais mecanismos de deterioração destes armazenadores, estabelecendo uma relação com a temperatura de operação destas células. Ainda, um modelo de estimação da quantidade de calor gerado durante a descarga de uma célula de íons de lítio é apresentado.

O Capítulo 3, “Sistemas de resfriamento de baterias”, define como é desenvolvido um sistema de controle de temperatura de baterias e apresenta as principais estratégias

utilizadas. De forma complementar, o capítulo mostra a comparação do desempenho das principais estratégias além da utilização de diferentes fluidos. Por fim, o capítulo apresenta o estado da arte de sistemas de resfriamento direto na direção axial, apontando o que já foi desenvolvido e o que ainda há de oportunidades para a realização de novos estudos.

O Capítulo 4 intitulado “Abordagem matemática em sistemas de resfriamento de LiBs”, define como o problema deve ser abordado para cada estratégia se baseando na equação de condução de calor. Neste capítulo o método CFD (*Computational Fluid Dynamics*) é apresentado como uma alternativa à solução deste tipo de problema, visto a alta complexidade do sistema. Por fim, o Método GCI (*Grid Convergence Index*) é apresentado como uma ferramenta de validação de soluções numéricas.

A Metodologia é disposta no Capítulo 5, sendo apresentados o processo de desenvolvimento das malhas, condições de contorno e configurações utilizadas no *software* OpenFOAM. Os modelos de aquecimento e valores das propriedades da bateria são apresentados, além do aparato experimental e processo de obtenção dos dados. O processo de avaliação do desempenho da estratégia de resfriamento direto na direção axial desenvolvida também é descrito neste capítulo.

O Capítulo 6 apresenta os resultados obtidos no teste de malha e no modelo de geração de calor da bateria. Ainda, é apresentada a validação do modelo computacional e os resultados foram comparados com o experimento realizado. Após a validação do modelo computacional, os resultados são extrapolados para a realização da avaliação desempenho por meio da comparação com o trabalho de Moghaddan (2018). Por fim, a conclusão do trabalho é feita no Capítulo 7.

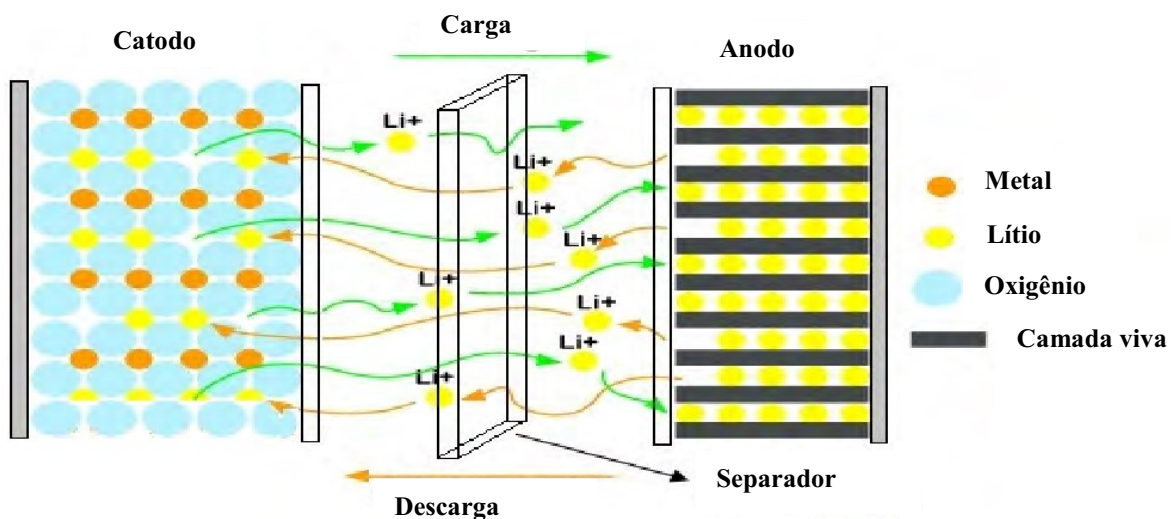
2. ARMAZENADORES DE ENERGIA

O presente capítulo apresenta os principais conceitos e parâmetros a serem considerados no desenvolvimento de sistemas de resfriamento de baterias de íons de lítio, os armazenadores de energia mais utilizados em veículos eletrificados. O princípio de funcionamento, os tipos e a construção de células de íons de lítio são mostrados, além da apresentação dos fenômenos de degradação e geração de calor desencadeados pela operação contínua do armazenador. Ainda, um modelo geral de aquecimento de célula, aplicável a qualquer geometria de bateria, baseado na consideração de uma resistência interna é definido e métodos de medição das propriedades térmicas de uma bateria cilíndrica são apresentados

2.1. TECNOLOGIA DE BATERIAS

Baterias são dispositivos que convertem energia química em energia elétrica e, dependendo da formulação, essa reação pode ser reversível (RAIJMAKERS *et al.*, 2019). Devido à maior densidade de energia dentre as formulações de bateria, as baterias de íon de lítio (LiBs) ultrapassaram o nicho de eletrônicos e atualmente são utilizadas nos mais diversos setores, dentre eles o setor automotivo (CAMARGOS *et al.*, 2022). Assim como outros tipos de baterias, as LiBs (*Lithium Ion Battery*) são divididas em basicamente quatro elementos, o anodo, o catodo, o eletrólito e o separador (HANNAN *et al.*, 2018), conforme apresentado na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Movimentação dos íons de lítio de uma célula durante a operação.



Fonte: Hannan *et al.* (2018)

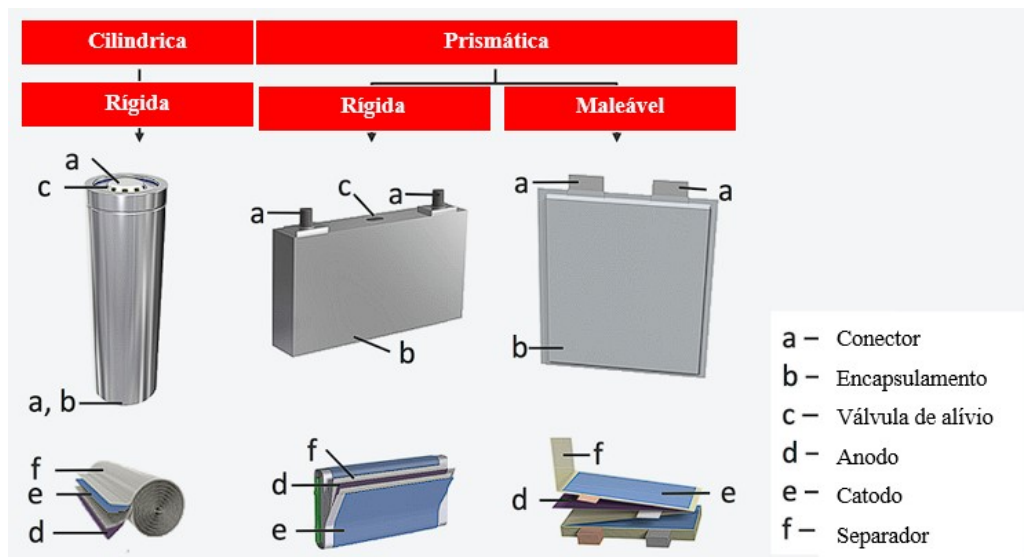
Conforme descrito por Chen *et al.*, (2021), o anodo e o catodo cumprem a função de armazenamento/retenção e a liberação dos íons. O separador é responsável por restringir

fisicamente a passagem de íons de um pólo a outro, prevenindo fuga de corrente e curtos-circuitos internos. O eletrólito é o meio em que os demais componentes estão dispostos, o mesmo fica encarregado pelo transporte dos íons Li^+ (RAIJMAKERS *et al.*, 2019).

Durante a carga e a descarga, os íons de lítio encontram barreiras à sua passagem. Essas barreiras causam perdas de energia que, em sua grande parte, são transformadas em calor pelo efeito Joule (RAIJMAKERS *et al.*, 2019). O aquecimento gerado pela célula em funcionamento é um fenômeno ao qual se deve atenção por impactar diretamente na vida útil da bateria, além de problemas de segurança. Nas próximas seções serão apresentados meios de estimar a quantidade de perda convertida em calor para células de íon de lítio, além dos principais fenômenos ligados à temperatura de operação da célula.

De acordo com Schroder *et al.* (2017), as LiBs utilizadas na eletrificação veicular são encontradas com células em três formas geométricas distintas: cilíndrica, prismática sólida e prismática maleável. Apesar dessas células possuírem o mesmo princípio de funcionamento, o processo de fabricação destas difere entre si devido à sua forma e à disposição dos elementos (SCHRODER *et al.*, 2017). Conforme apresentado na Figura 2.2, no caso das células cilíndricas, as camadas referentes ao catodo, anodo e separadores são enroladas. Já no caso das células prismáticas as camadas do anodo, separadores e catodo são sobrepostas na forma de dobras.

Figura 2.2 – Tipos mais comuns de células de íons de lítio.

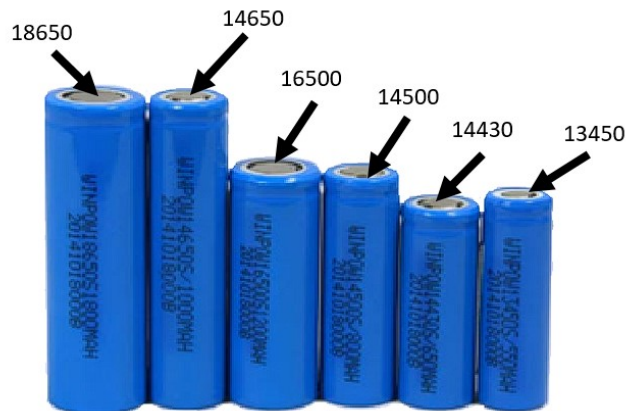


Fonte: Schroder *et al.* (2017)

Dentre as geometrias disponíveis para a construção de baterias veiculares, a célula no formato cilíndrico possui construção mais simples e, portanto, menos dispendiosa. Porém, dentre os três tipos utilizados, a célula cilíndrica possui menor capacidade de armazenamento por volume além de menor densidade de potência (CHEN *et al.*, 2021). Apesar de, em termos de empacotamento, as células prismáticas serem mais eficientes, o formato cilindro distribui melhor as tensões aplicadas sobre a célula, aumentando a segurança do *pack* de baterias contra impactos.

Como a capacidade de retenção de energia está associada também ao volume do armazenador e de forma a atender a diversos segmentos do mercado, as células de íons de lítio cilíndricas são construídas em diversos tamanhos, conforme apresentado na Figura 2.3. De forma a facilitar a classificação, as células são nomeadas de acordo com o diâmetro e altura respectivamente. As células mais utilizadas para compor uma bateria automotiva são do tipo 18650, com 18 mm de diâmetro por 65 mm de altura e são utilizadas em veículos como: Tesla Model S, VW Golf-e, Hyundai Ionic, Nissan Leaf, Renault Zoe, entre outros. (DUH *et al.*, 2021).

Figura 2.3 – Diferentes dimensões de células cilíndricas.



Fonte: TLHbattery.com.

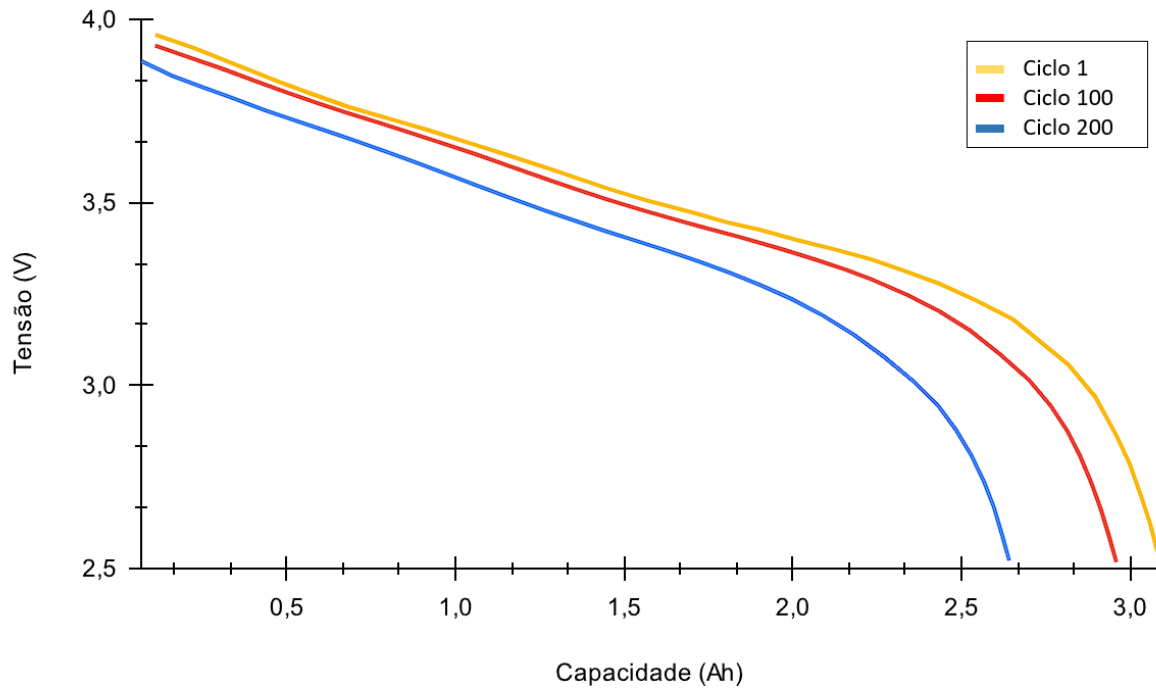
2.2. CONSIDERAÇÕES DA UTILIZAÇÃO DE LIBS

2.2.1. Degradação de baterias

Assim como equipamentos mecânicos, as LiBs também se desgastam e possuem vida útil limitada. Diferentemente do desgaste mecânico convencional, a deterioração de uma bateria, denominada como degradação, se dá por fenômenos eletroquímicos ligados às condições de

operação submetidas (XU *et al.*, 2021). A degradação de uma bateria se traduz na perda de retenção de energia, ou seja, a gradual diminuição da capacidade de armazenamento de carga entre ciclos de carga/descarga, conforme apresentado na Figura 2.4.

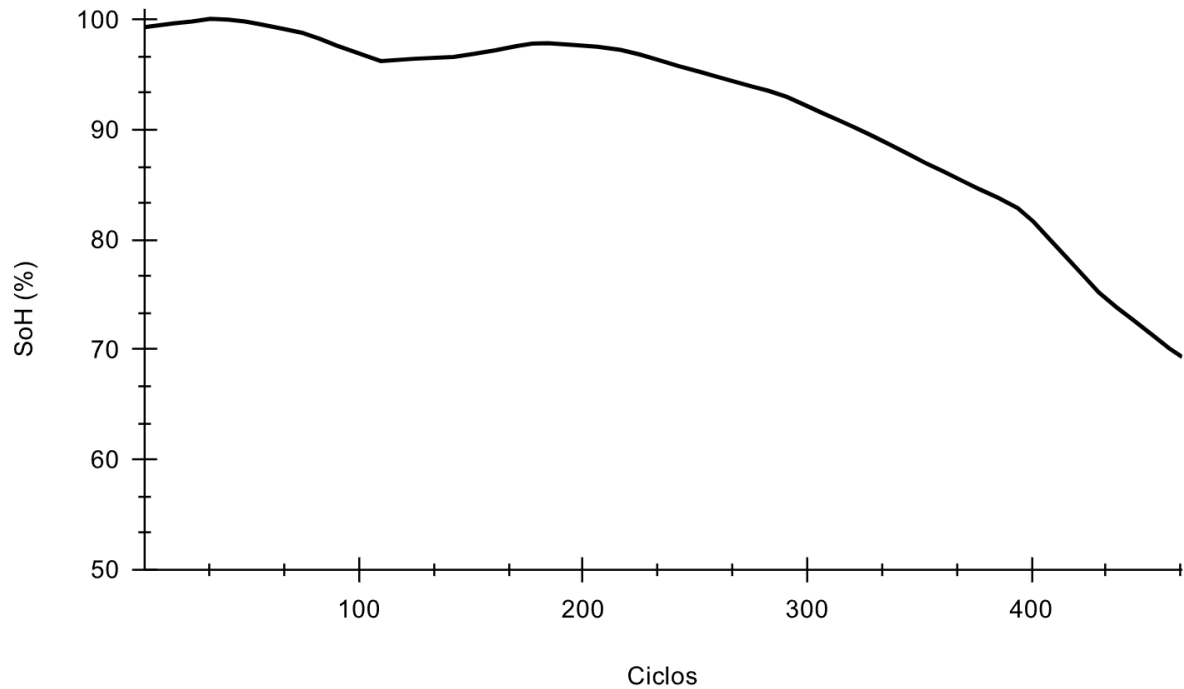
Figura 2.4 – Efeito da ciclagem na capacidade de armazenamento de uma bateria.



Fonte: Waldmann *et al.* (2015)

De forma a mensurar as condições de operação de uma célula, uma variável denominada por SoH (*State of Health*) foi desenvolvida. Tal variável reflete a porcentagem da capacidade máxima de carga restante em comparação com a capacidade máxima de uma célula nova (Ezemobi *et al.*, 2022), conforme apresentado na Figura 2.5. Normalmente, para aplicações veiculares, determina-se que quando uma bateria atinge um SoH igual ou inferior a 80%, esta atinge seu fim de vida e deve ser substituída por outra bateria (ZHANG *et al.*, 2019). Segundo Waldmann *et al.* (2015), baterias destinadas a aplicações veiculares devem ter uma vida útil de 10 a 15 anos, ou seja, a bateria pode perder, em média, 2% de sua capacidade por ano.

Figura 2.5 – Comportamento esperado da perda da capacidade de uma LiB ao longo de sua ciclagem.



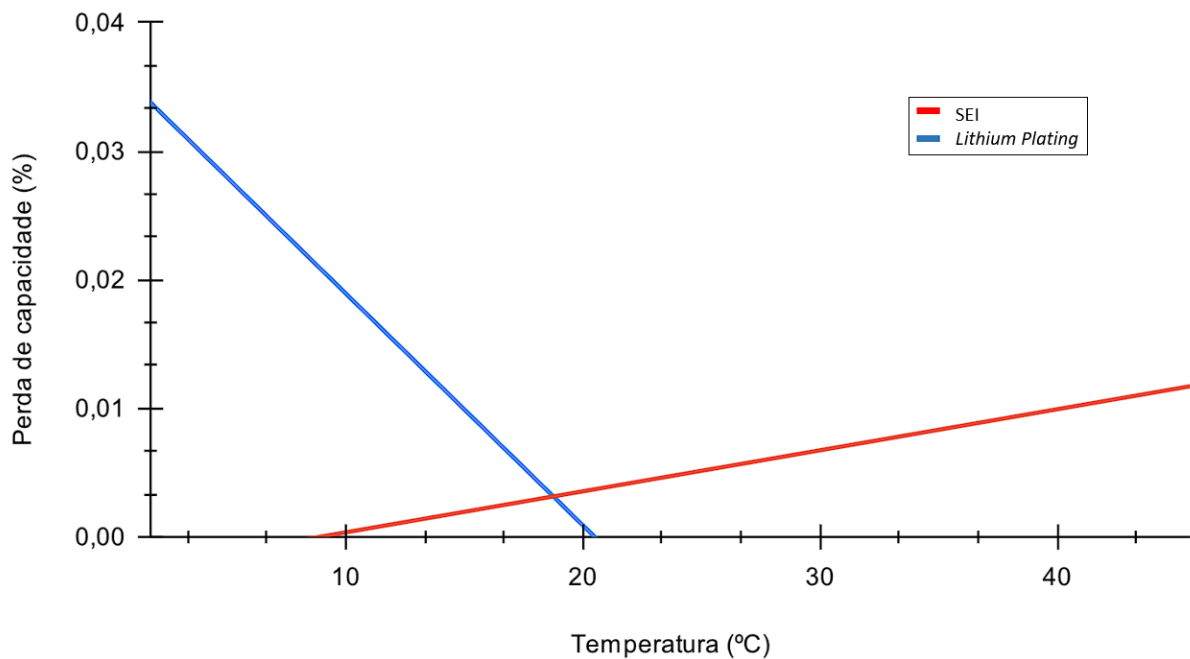
2.2.2. Fenômenos associados à degradação

Com isso, faz-se importante estudar a origem da degradação e as principais variáveis responsáveis por desencadear esses fenômenos. Experimentos realizados em Waldmann *et al.* (2014), indicam que os principais fenômenos causadores da degradação de células têm forte correlação com a temperatura das células. Dentre os vários fenômenos eletroquímicos, Yang e Wang (2018) qualificaram dois principais mecanismos com maior impacto na taxa de degradação de uma célula. O primeiro fenômeno se dá pela reação de íons de lítio, elétrons do coletor e o eletrólito formando camadas, conhecidas como SEI (*Solid Electrolyte Interphase*), nas partículas que formam o ânodo da bateria. O segundo fenômeno, conhecido por *Lithium Plating*, se dá depósito do lítio metálico no anodo. Ambos fenômenos, além de reduzirem a capacidade de carga das baterias pela retenção de lítio, aumentam a resistência à passagem de corrente elétrica, o que acarreta em maiores perdas de energia por geração de calor.

Yang e Wang (2018) ainda observaram que os mecanismos acima descritos possuem alta correlação entre a magnitude da taxa de degradação e a temperatura da célula. A partir da análise das taxas de descarga e da regressão de Arrhenius, é observado que a taxa de degradação encontra um ponto mínimo e, a elevação da temperatura a partir deste ponto irá desencadear com maior magnitude o mecanismo de crescimento de camadas de SEI e a diminuição da

temperatura irá desencadear com maior magnitude o mecanismo de depósito de lítio metálico (YANG E WANG, 2018). A partir da análise da Figura 2.6 e do estudo realizado por Waldmann *et al.* (2014) é possível concluir que a operação de células a baixas temperaturas aumentará o desgaste do dispositivo armazenador mais rapidamente em relação à operação em altas temperaturas.

Figura 2.6 – Efeito da temperatura na perda de capacidade da célula e sua respectiva fonte de degradação em dominância;



Fonte: Yang e Wang (2018).

Outros estudos mostram que os mecanismos de degradação além de possuírem alta sensibilidade à temperatura da célula, também possuem correlação com outros parâmetros operacionais. Testes experimentais realizados por Uitz *et al.* (2017) apontam que a taxa de descarga também tem influência direta na taxa de degradação da bateria. Ainda, destaca-se que a determinação da taxa de degradação não é equivalente entre diferentes formulações de eletrodos de células de íons de lítio, invalidando modelos de previsão da taxa de degradação nos quais as células utilizadas no modelo diferem das células alvo do estudo.

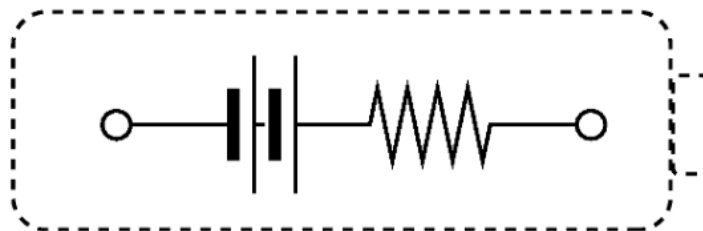
2.3. PERDAS ASSOCIADAS À OPERAÇÃO DE LIBS

2.3.1. Geração de calor

Devido aos diversos mecanismos químicos de operação de uma bateria associados ao processo carregamento e descarregamento, diversos fenômenos que produzem o aumento de temperatura do dispositivo são desencadeados nesse período. Tal aquecimento, se não controlado, pode gerar falhas prematuras e riscos contra a segurança dos usuários. Ainda, conforme visto anteriormente, a temperatura de operação da célula tem importância fundamental na vida útil do dispositivo, sendo o principal parâmetro na determinação da taxa de degradação das células da bateria. Dada a importância do fenômeno de aquecimento das células e da temperatura de operação destes dispositivos, estudos acerca da caracterização da geração de calor e métodos foram desenvolvidos.

No processo de geração de calor, o aquecimento produzido pela célula ocorre devido à “resistência” à passagem dos íons de lítio durante a operação (LIU *et al.*, 2018). De acordo com Noelle *et al.* (2018), um modo possível de calcular o calor produzido pela célula é fazendo a consideração da existência de uma resistência interna intrínseca à célula, na qual a maior parte do calor gerado irá ser derivada dessa resistência considerada, conforme apresentado na Figura 2.7.

Figura 2.7 – Modelo de célula considerando a existência de uma resistência interna.



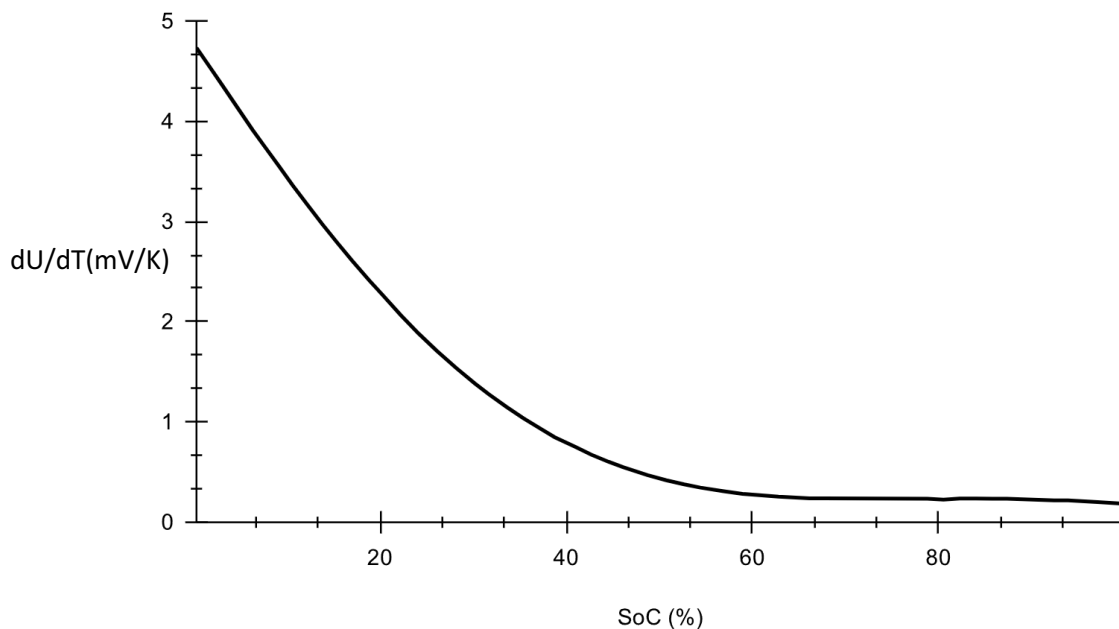
Fonte: Pires Jr. *et al.*, 2023.

Estudos realizados por Xie *et al.* (2018) concluíram que a determinação da quantidade de calor produzida por uma célula é o resultado da soma do calor gerado devido à resistência interna considerada e do calor gerado devido à variação da entropia durante a operação, conforme apresenta-se na Equação 2.1.

$$\dot{Q}_{célula} = R_i I^2 + IT_b \frac{dU}{dT} \quad (2.1)$$

Sendo dU/dT a taxa de entropia (V/K), T_b a temperatura da célula (K), R_i a resistência interna (Ω) e I a corrente de carga/descarga, em A. Conforme apresentado na Figura 2.8, a taxa de entropia varia conforme a descarga da célula, sendo representada pelo estado de carga (SoC). Ressalta-se que a parcela de calor gerado devido à variação de entropia chega a ser na ordem de 10 vezes menor em relação ao aquecimento por efeito Joule, o que faz com que modelos simplificados muitas vezes negligenciem essa parcela (REDONDO-IGLESIAS *et al.*, 2020). Nota-se que a operação de uma célula é otimizada quando esta opera acima de 40% de SoC, no caso do comportamento apresentado na Figura 2.8

Figura 2.8 – Taxa de geração de entropia em função do estado de carga.



Fonte: Xie *et al.* (2018)

2.3.2. Definição do modelo de resistência interna

Tendo em vista que a resistência interna considerada é responsável pela maior parte do aquecimento gerado na célula, a correta determinação desse parâmetro é fundamental para o desenvolvimento de estratégias de controle de temperatura desses dispositivos. Em trabalho realizado por Taffal (2019), a resistência interna é determinada pela diferença de potencial da célula em circuito aberto (OCV) em relação à tensão da célula em descarga (V_T) dividido pela corrente de operação conforme apresenta-se na Equação 2.2.

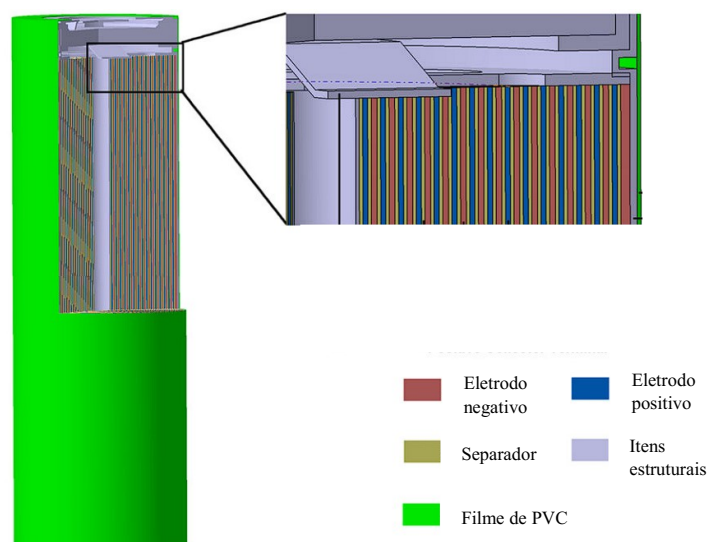
$$R_i = \frac{OCV - V_T}{I} \quad (2.2)$$

Segundo o autor, a tensão de circuito aberto é função do estado de carga da célula, e a tensão de operação é função do estado de carga quanto da temperatura. Tais dados são dispostos em curvas ou tabelas nos *datasheets* das células, a exemplo de curvas da tensão de operação em função de uma descarga constante para diferentes temperaturas. A partir da coleta dos dados do *datasheet* é possível extrair curvas de resistência interna em função do estado de carga para diferentes temperaturas. Destaca-se que, assim como os mecanismos de degradação, a quantidade de aquecimento gerado por uma célula em específico não necessariamente terá o mesmo comportamento e valores que outra célula de formulação distinta. A metodologia de obtenção da resistência interna, porém, é universal para qualquer formulação e geometria de bateria.

2.4. PROPRIEDADES TÉRMICAS DE UMA CÉLULA DE ÍONS DE LÍTIO

A alta complexidade construtiva de uma célula de íons de lítio dificulta o desenvolvimento de métodos de determinação da temperatura ao longo do dispositivo armazenador. Conforme apresentado na Figura 2.9, a partir da vista em corte de uma célula cilíndrica, nota-se que a célula é composta por camadas sobrepostas do eletrodo positivo, negativo e do separador. É possível notar também que não é visto a mesma característica construtiva na direção radial e axial, o que pode indicar a presença de anisotropia das propriedades termofísicas.

Figura 2.9 – Construção de uma célula de íons de lítio cilíndrica.



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

A obtenção das propriedades térmicas de forma precisa depende da obtenção dos parâmetros de cada material que compõe a célula de forma individual, além da correta consideração da forma de contato desses materiais em cada camada. Como a metodologia ideal de obtenção dos parâmetros térmicos da célula se mostra impraticável, diversos autores recorreram a métodos mais simples (MALEKI *et al.*, 1999). Em se tratando de propriedades térmicas, grande parte dos experimentos realizados pelos autores se baseiam na equação de conservação de energia simplificada para equação de condução de calor, apresentada na Equação 2.3. Sendo T a temperatura, em K, e k a condutividade térmica do material, em W/mK.

$$\nabla \cdot (k\nabla T) = 0 \quad (2.3)$$

Com o objetivo de caracterizar a condutividade térmica de uma célula de íons de lítio, Maleki *et al.* (1999) realizou um experimento baseado na equação da conservação de energia em regime permanente reduzida a um problema de condução unidimensional. O experimento se baseia no isolamento do material exceto em uma direção, de forma que o processo de transferência de calor seja unidimensional. A partir dos valores de temperatura e com o valor da distância entre estes sensores (Lx) é possível extrair o valor da condutividade térmica na direção alvo, por meio da Equação 2.4.

$$\lambda = \frac{Lx}{A} \left(\frac{IV_e}{\Delta T} \right) \quad (2.4)$$

Destaca-se que, na direção radial, o valor da condutividade térmica obtido no experimento se refere ao valor médio da soma de todas as camadas dos diferentes materiais somados à resistência de contato entre cada um. Em se tratando da direção axial, devido às camadas estarem alinhadas nessa direção, a condutividade térmica encontrada para essa direção chega a ser de 10 a 200 vezes maior em relação à condutividade térmica radial, indicando anisotropia da condutividade térmica deste tipo de material (SPINNER *et al.*, 2016).

Segundo Drake *et al.* (2014) obtenção da propriedade térmica calor específico segue metodologia similar à metodologia de medição da condutividade térmica. Nesse caso, a equação de conservação da energia é condicionada ao regime transiente, porém também é reduzida a um problema de transferência de calor. No caso do experimento realizado por Drake *et al.* (2014), o autor utilizou uma câmara de vácuo de forma a eliminar a influência da convecção na evolução de temperatura da célula. A partir do experimento proposto, o sistema é simplificado para um problema de condução de calor em regime transiente, no qual a célula é submetida a

um aquecimento adiabático e, com isso, utiliza para determinação do calor específico (c_p) a formulação apresentada na Equação 2.5.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{\rho c_p}{\lambda} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.5)$$

Sendo ρ outro importante parâmetro físico necessário para modelagem de problemas envolvendo sólidos em troca de calor é a massa específica do material. Nesse caso a variável possui fácil obtenção, visto que trata-se da correlação entre a massa (m), em kg, e o volume ocupado pelo sólido (V), em m^3 , conforme apresenta-se na Equação 2.6.

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (2.6)$$

Tendo em vista as propriedades de uma célula de íons de lítio que compõe um *pack* de bateria e seus mecanismos associados à degradação e geração de calor durante a operação, é possível constatar a importância do controle de temperatura destes dispositivos armazenadores. O desenvolvimento de sistemas de controle de temperatura para estes dispositivos devem considerar algumas características únicas como a anisotropia da condutividade térmica e baixa condutividade térmica radial. No Capítulo 3 serão abordados os principais sistemas de resfriamento desenvolvidos para baterias veiculares.

3. SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DE BATERIAS

Visto a importância da manutenção de temperaturas adequadas para as células de um *pack* de baterias veicular, sistemas de controle desse parâmetro foram desenvolvidos. Como forma de controlar a temperatura do dispositivo armazenador, sistemas de resfriamento são utilizados. O presente capítulo visa apresentar os principais tipos de sistemas de resfriamento utilizados por meio de suas características construtivas e do desempenho durante diferentes modos de operação das baterias. Ainda, o estado da arte acerca de sistemas de resfriamento líquido por imersão também é apresentado.

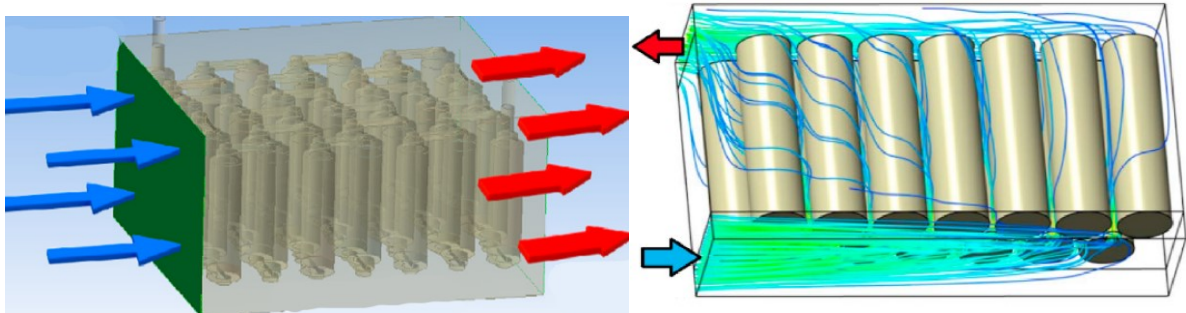
3.1. TIPOS DE SISTEMAS DE REFRIGERAÇÃO DE BATERIAS VEICULARES

Dentre todos os tipos de sistemas de resfriamento empregados em sistemas veiculares eletrificados, destaca-se a necessidade de utilização de um fluido de trabalho para proporcionar a troca de calor com as células e com o meio ambiente. Os principais tipos de sistemas de resfriamento são definidos a seguir.

3.1.1. *Air cooling*

Dentre todos os sistemas de resfriamento de células, o sistema de arrefecimento que utiliza ar se configura como um dos mais simples dentre eles (ROE *et al.*, 2022). Neste tipo de sistema o ar ambiente é o fluido de trabalho, que realiza a troca de calor das células da bateria. Apesar da maior simplicidade construtiva, capacidade de empacotamento e robustez, tais sistemas possuem baixa eficiência de troca de calor (MOGHADDAM, 2018). Ainda, a baixa eficiência desse sistema acarreta em maior consumo energético, além de gerar maior ruído em condições de alta taxa de descarga dessas baterias (ZHAO *et al.*, 2021). Tais sistemas podem ser desenvolvidos com escoamento na direção radial das células ou na direção axial destas, conforme apresentado na Figura 3.1. De forma a aumentar a eficiência desse tipo de estratégia, as células são posicionadas espaçadas entre si de forma a possibilitar o escoamento do fluido. Tal característica influi diretamente no aumento do volume do *pack*, o que diminui a densidade de potência do armazenador.

Figura 3.1 – Direções de escoamento em estratégias de *air cooling*.

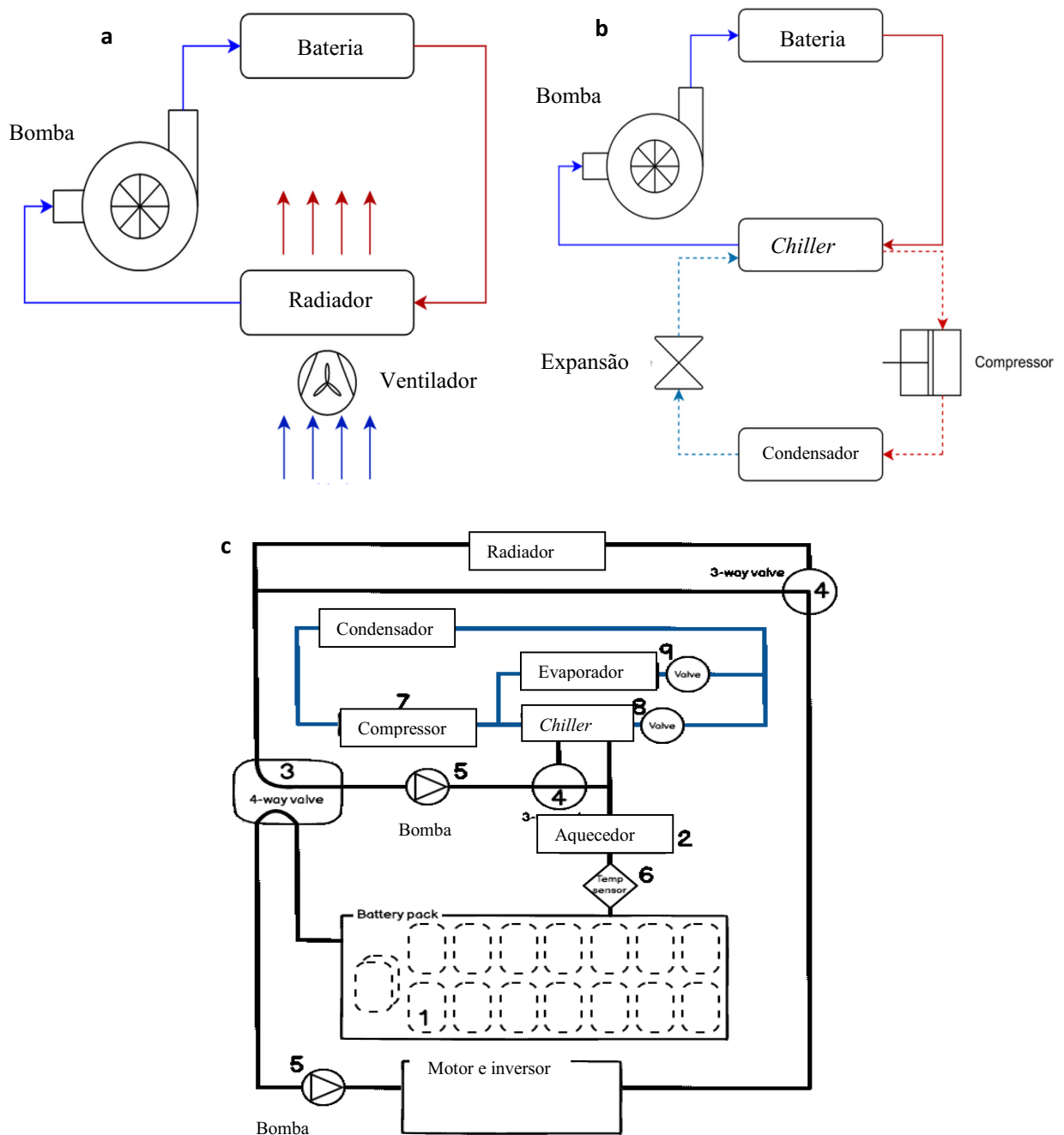


Fonte: Zhao *et al.* (2021)

3.1.2. Resfriamento líquido

De forma a aumentar a eficiência na troca de calor entre células, sistemas de resfriamento que utilizam o fluido de trabalho no estado líquido se apresentam como uma alternativa (WU *et al.*, 2019). Diferentemente do sistema de arrefecimento, o sistema de resfriamento líquido se baseia em um circuito fechado no qual o calor das células é absorvido e posteriormente rejeitado em uma interface de troca de calor, podendo ser um radiador ou um *chiller* (ASEF *et al.*, 2022), conforme apresentado na Figura 3.2. A complexidade destes sistemas varia a partir da utilização de um dos dois tipos de interface de troca de calor. Sistemas que fazem a utilização de radiadores possuem menor complexidade construtiva, sendo que o trocador de calor rejeita calor diretamente ao ambiente por meio de convecção natural ou forçada. Em sistemas que fazem o uso do *chiller*, a troca de calor ocorre entre fluidos e, normalmente, o segundo fluido de trabalho está submetido ao circuito de refrigeração (SINGIRIKONDA E OBULESU, 2022). O circuito de refrigeração, apesar de ser mais eficiente, é um sistema de alta complexidade que envolve vários equipamentos além da operação do fluido em pressões elevadas, necessitando de tubulações específicas (ÇENGEL, 2009). Tendo em vista que normalmente se utilizam circuitos de refrigeração nos sistemas de climatização veicular, alguns veículos fazem proveito da existência deste e o integram ao circuito de resfriamento de baterias, conforme apresentado na Figura 3.2(c), para o veículo *Tesla Model 3*.

Figura 3.2 – Tipos de sistemas de resfriamento de *packs* de baterias, baseado em radiador (a), baseado em circuitos de refrigeração (b) e baseados em ambas arquiteturas (c) .

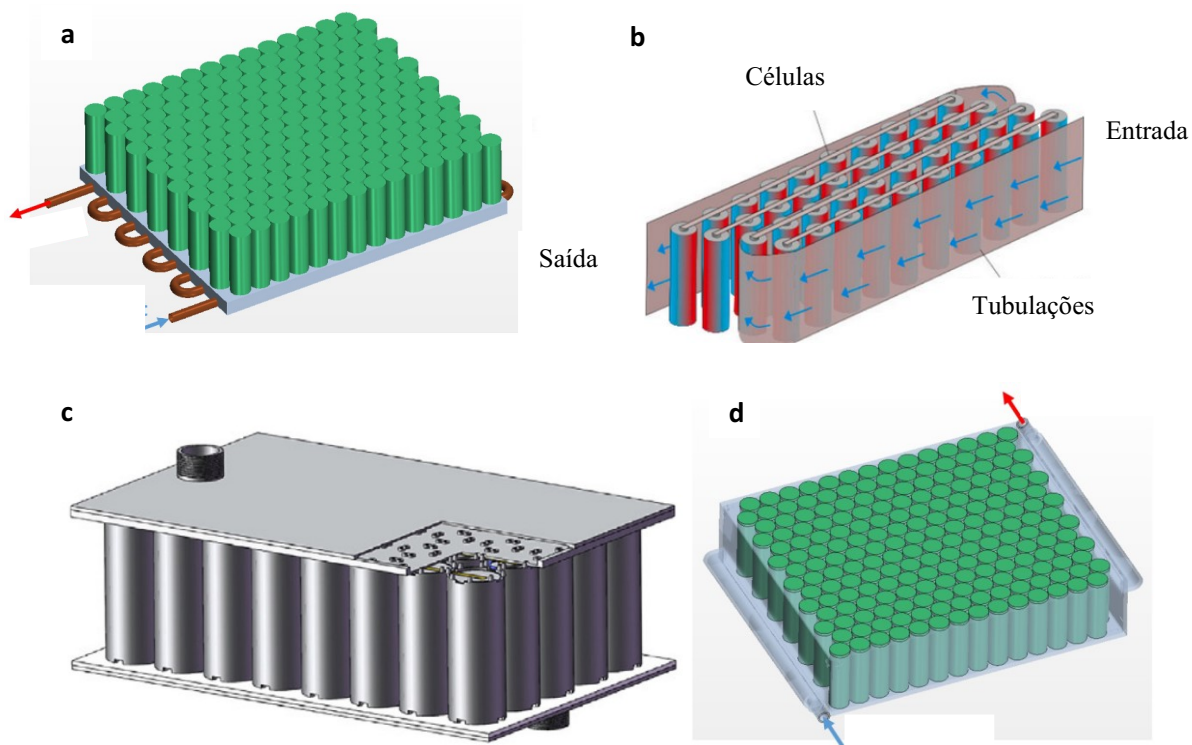


Fonte: Pires *et al.* (2023); Ev Create (2020).

Sistemas de resfriamento de células à base de fluidos no estado líquido podem ser classificados não somente em relação à interface de rejeição de calor, como também em relação à interface de remoção do calor produzido pelas células. Segundo Sikarwar *et al.* (2023), Wu *et al.* (2019) e Xia *et al.* (2017), a troca de calor com o fluido pode ocorrer pelas seguintes estratégias: *Cold plate*, tubulações, encamisamento e imersão direta em fluido dielétrico, sendo as três primeiras classificadas como sistemas de resfriamento indireto e a última como sistema de resfriamento

direto, conforme apresentados na Figura 3.3. O *cold plate* (a) é um dispositivo de troca de calor formado por um material de alta condutividade térmica e que possui tubulação em seu interior para conduzir o calor do dispositivo alvo para o fluido. Normalmente em *pack* de células cilíndricas, o *cold plate* é posicionado abaixo das células, sendo a base dos armazenadores a única superfície de contato para troca de calor. Devido às características citadas, a utilização do *cold plate*, apesar de aumentar o empacotamento do *pack*, reduz a efetividade do sistema de resfriamento (Dubey *et al.*, 2021).

Figura 3.3 – Principais estratégias de resfriamento à base de líquido das células de um *pack*, sendo (a) *cold plate*, (b) mini tubulações, (c) encamisamento e (d) resfriamento direto.



Fonte: Deng *et al.* (2018), Dubey *et al.* (2021), Roe *et al.* (2018).

Em sistemas de resfriamento que utilizam tubulações (b), estas são posicionadas entre as células e possuem formato achatado de forma a aumentar a superfície de contato entre as células. Devido às características mencionadas, o empacotamento do *pack* de baterias é menor em relação às estratégias mencionadas anteriormente, porém é vista uma maior eficiência de troca de calor com as células (MOGHADDAM, 2018). Ainda, por se tratar de uma tubulação de pequena largura e possuir diversas curvas, é observado elevada perda de carga, o que acarreta no aumento do consumo por bombeamento (DENG *et al.*, 2018). Tal estratégia configura-se como uma das mais utilizadas dentre os veículos elétricos, sendo vista em modelos da fabricante Tesla, como o modelo Model 3 e Model S. Dentre todas as estratégias de resfriamento indireto,

o encamisamento das células (c) é o mais eficiente (DENG *et al.*, 2018). Tal fato se deve à maior superfície de contato de troca de calor proporcionada para a célula, porém tal estratégia demanda mais espaço do que os demais para comportar a mesma capacidade de armazenamento de energia elétrica.

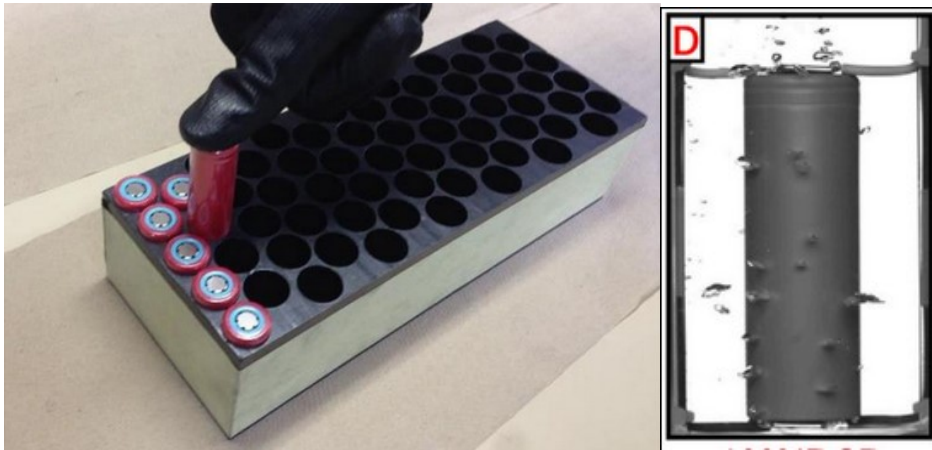
Diferentemente dos sistemas de resfriamento indiretos, sistemas diretos (d) possuem como característica o fato do fluido ter contato direto com as células do *pack*. Tal característica permite maior empacotamento do *pack*, além de proporcionar inércia térmica considerável (ROE *et al.*, 2022). Em razão do contato direto entre célula e fluido, é necessário a utilização de fluidos dielétricos que, por sua vez, são mais viscosos e possuem propriedades térmicas inferiores em relação aos fluidos utilizados em estratégias de resfriamento indiretas (XIA *et al.*, 2017). Estratégias de resfriamento direto podem ainda ocorrer na forma de submersão parcial ou total e, assim como sistemas de arrefecimento, podem ocorrer na direção radial ou axial (ROE *et al.*, 2022).

Destaca-se que, devidos às características de definição da forma de escoamento de cada tipo de estratégia, somente as estratégias que utilizam *cold plate* e resfriamento direto na direção axial permitem o maior empacotamento possível de células cilíndricas. Tendo em vista que a densidade de potência é um parâmetro crucial no desenvolvimento de *packs* de bateria, as estratégias citadas possuem vantagens nesse aspecto em relação às demais.

3.1.3. Resfriamento por PCM (*Phase Change Material*)

Outro tipo de sistema de resfriamento se dá na utilização de materiais em mudança de fase. Nesses casos, as células do *pack* são posicionadas em contato com o material que se utilizam do calor latente existente durante a troca de fase para manter a temperatura da célula nos níveis estipulados (ROE *et al.*, 2022). No caso deste tipo de estratégia, conforme apresentado na Figura 3.4, são utilizados materiais em dois estados distintos, líquido e sólido, no qual a temperatura de fusão ou ebulição seja próxima à temperatura ideal de manutenção da célula. Moghaddam (2018) destaca que, como ponto negativo para este tipo de estratégia é que a mesma pode não ser eficiente em diferentes condições climáticas, ou seja, é possível que em regiões com elevadas temperaturas, o ambiente forneça a maior parte do calor para a mudança de fase do material.

Figura 3.4 – Tipos de técnicas de resfriamento por PCM.



Fonte: Moghaddam (2018), Li *et al.* (2022)

3.2. COMPARAÇÃO ENTRE AS DIFERENTES ESTRATÉGIAS DE RESFRIAMENTO DE LIBS

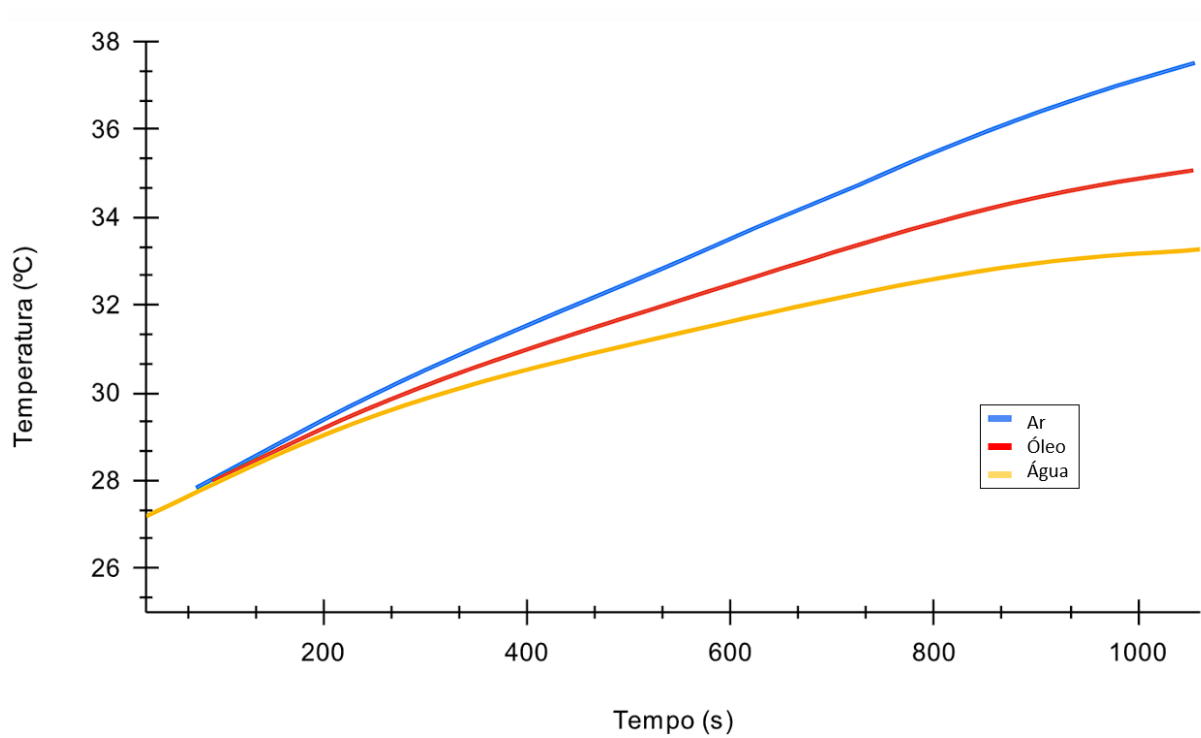
Veículos eletrificados estão em constante desenvolvimento e, diferentemente dos veículos à combustão, tais veículos possuem melhorias notáveis em relação a parâmetros de desempenho como autonomia e eficiência em um curto período de tempo. O aumento do desempenho desses veículos se deve, em grande parte, à evolução dos dispositivos de armazenamento e à utilização de células de íons de lítio. Parte dessa evolução também se deu ao avanço de sistemas de controle de temperatura das células, que possibilitaram que as baterias operassem em regimes de alta carga e descarga sem riscos de falhas por aumento da temperatura.

O BTMS, sistema que controla a temperatura das células das baterias, opera por meio do gerenciamento de energia destinado aos equipamentos do sistema de resfriamento. Os principais sistemas de resfriamento de células gerenciados pelo BTMS se baseiam em três estratégias distintas, sendo o resfriamento direto, indireto e o resfriamento por PCM. De forma a estabelecer a qual estratégia é mais vantajosa, deve-se levar em consideração alguns fatores como: a capacidade da manutenção da temperatura das células em níveis seguros, a diferença de temperatura entre células, a energia demandada pelos equipamentos do sistema, a complexidade associada à construção do sistema e integração com o *pack* de baterias, além do volume e massa demandado pelo sistema.

3.2.1. Avaliação do desempenho de diferentes fluidos

Tendo em vista a importância da capacidade de manutenção da temperatura da célula abaixo dos níveis máximos estipulados, alguns estudos disponíveis na literatura compararam as estratégias de resfriamento de baterias em função deste parâmetro. Os testes realizados nestes trabalhos se baseiam em caracterizar a evolução da temperatura da célula sob cada estratégia submetendo a célula a condições extremas de estresse, por meio da aplicação de altas taxas de descarga. A exemplo desses estudos, conforme apresenta-se na Figura 3.5, Chen *et al.* (2016) realizaram estudos comparando o desempenho de quatro diferentes estratégias de resfriamento, *air cooling* com e sem aletas, resfriamento indireto e resfriamento direto, em uma célula de geometria prismática. Destaca-se que os resultados são apresentados em função da mesma taxa de descarga de 2,71C e do mesmo consumo de potência do sistema de resfriamento.

Figura 3.5 – Desempenho de diferentes estratégias de resfriamento.



Fonte: Chen *et al.* (2016)

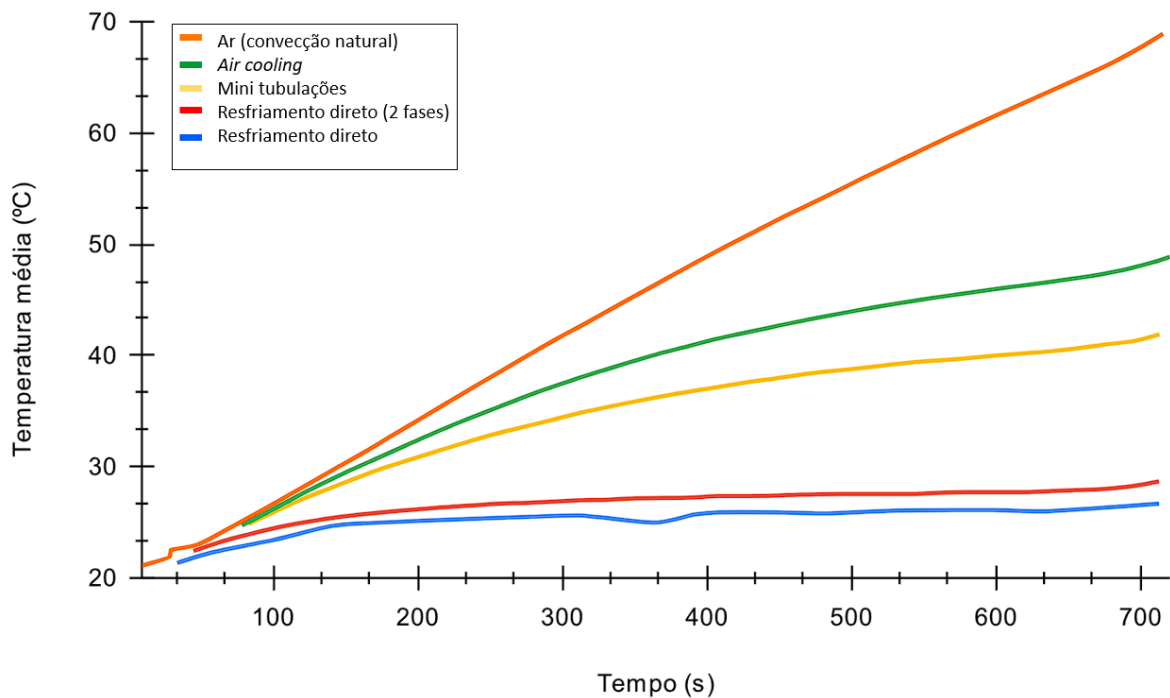
A partir da análise da Figura 3.5, é possível constatar a grande diferença de desempenho na utilização de refrigeração líquida em comparação com o ar, o que é justificado pela diferença de magnitude dos coeficientes convectivos dessas estratégias. No caso do estudo em questão, a estratégia de resfriamento indireto obteve resultados ligeiramente melhores em relação à estratégia de resfriamento direto. A diferença na capacidade de troca de calor e a viscosidade

dos fluidos utilizados configura como principal causa desta diferença. Visto que a geometria de células prismáticas e cilíndricas se diferem substancialmente, ainda tendo em vista a maior influência da condutividade térmica na direção da espessura, os resultados obtidos no estudo podem não ser assertivos em relação a células cilíndricas.

3.2.2. Avaliação do desempenho das principais estratégias de resfriamento

Em estudo realizado acerca do resfriamento de células cilíndricas, Li *et al.* (2021), por meio de simulações computacionais, comparou diversas estratégias acerca da capacidade de manutenção da temperatura de uma célula sob alta taxa de descarga, conforme apresenta-se na Figura 3.6, para o caso de uma taxa de descarga de 5C.

Figura 3.6 – Desempenho de diferentes estratégias de resfriamento.

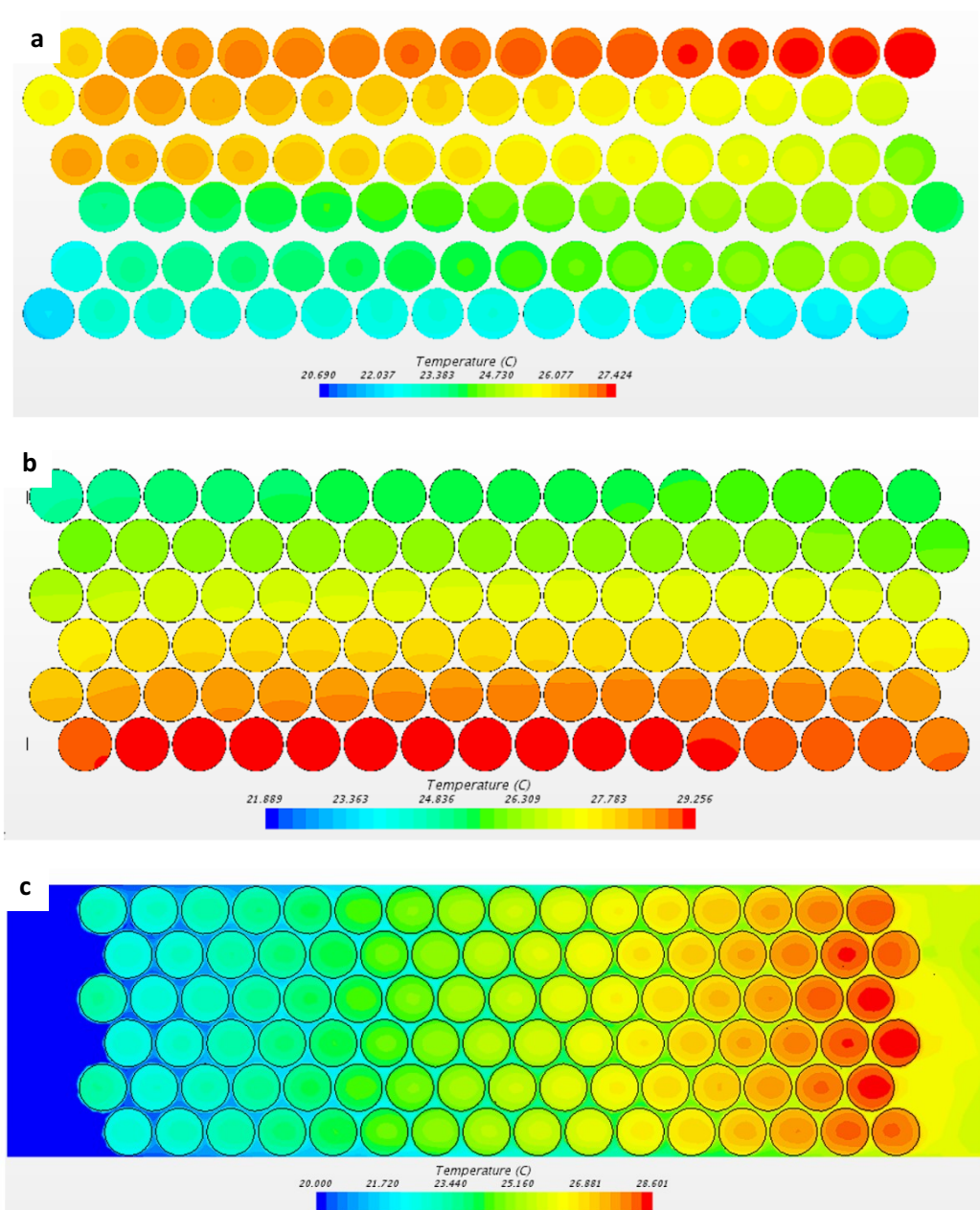


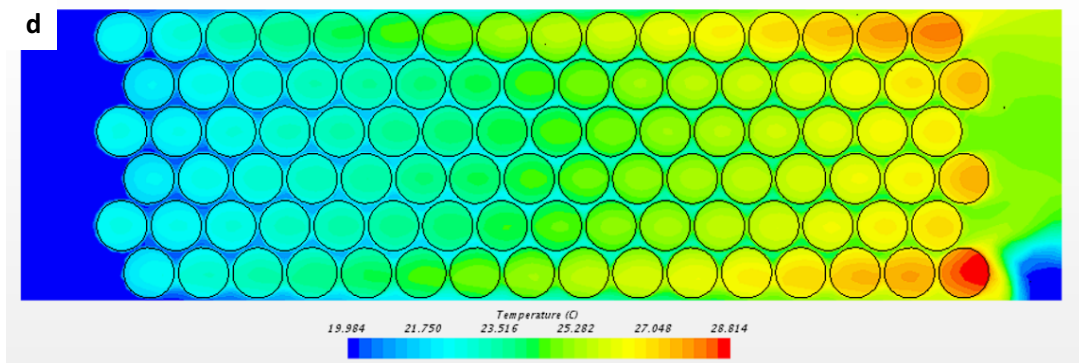
Fonte: Li *et al.* (2021).

Ao analisar a Figura 3.6, é observado que para a estratégia de refrigeração indireta obteve resultados piores em relação à convecção forçada de ar. Os autores justificaram esse fato devido à modelagem do canal em que o fluido escoar, que nesse caso não ocupa toda a altura da célula. Também é visto que as estratégias relacionadas ao resfriamento direto, nesse caso, alcançaram os menores patamares de elevação temperatura. Ao comparar os dois estudos, é observado que a geometria da célula tem grande influência na determinação da estratégia de resfriamento mais adequada.

Tendo em vista as comparações apresentadas nas Figuras 3.5 e 3.6, os autores utilizaram os resultados de estudos realizados para apenas uma célula, o que pode não representar o que de fato ocorre para todas as células de um *pack* de bateria. Em busca de analisar a real influência das estratégias de resfriamento mais comuns em *packs* de bateria, Moghaddam (2018) comparou essas estratégias em funcionamento ao longo de um *pack* de 96 células cilíndricas. Conforme observa-se na Figura 3.7, a comparação do perfil de temperatura é feita para quatro estratégias diferentes: *air cooling*, resfriamento por *cold plate*, resfriamento indireto e resfriamento direto para uma taxa de geração de 0,65W por célula.

Figura 3.7 – Perfil de temperatura das estratégias de mini tubulações (a), *cold plate* (b), *air cooling* (c) e resfriamento direto (d) para 0,65 W de geração de calor.





Fonte: Moghaddam (2018).

Ao comparar as diferentes estratégias de resfriamento ao longo do *pack*, nota-se que o resfriamento direto apresentou menor evolução de temperatura superficiais entre as células do final em relação ao começo. Nota-se ainda que, devido à diferença de projeto, no caso do resfriamento por *cold plate* e o resfriamento indireto, o escoamento do fluido pelos canais induz que a diferença de temperatura aconteça em maior grau entre linhas de células, direção que, nesse caso, há mais células dispostas. Diferentemente das estratégias citadas, para a estratégia de refrigeração direta e *air cooling*, o escoamento induz maior diferença de temperatura entre colunas, direção em que há menos células. O autor ainda cita que a potência de bombeamento para o caso de refrigeração direta foi cerca de duas vezes menor em relação ao de refrigeração indireta.

3.3. SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DIRETO: ESTADO DA ARTE

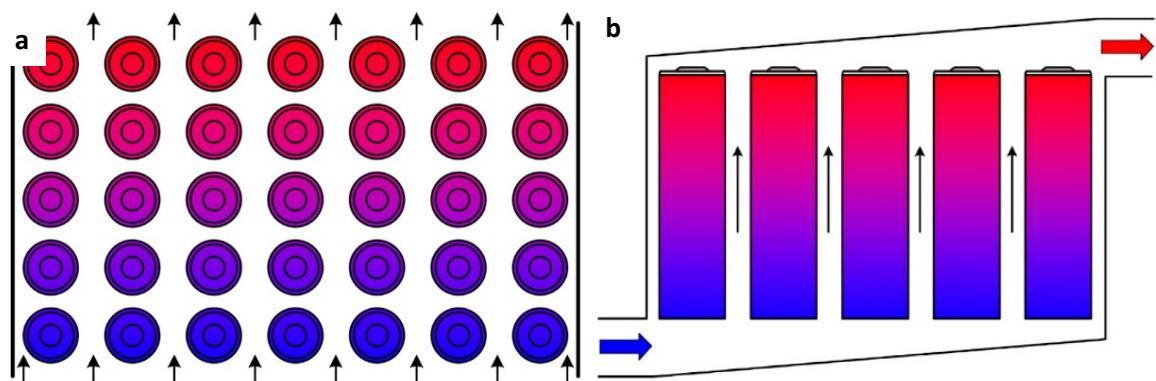
Segundo Roe *et al.* (2022), estratégias de resfriamento por imersão possuem alta capacidade de supressão do fenômeno *Thermal Runaway*, caracterizado pelo auto aquecimento da bateria de forma desenfreada. Isso se deve à alta capacidade de absorção de calor dos fluidos dielétricos utilizados, além da alta concentração do fluido ao redor das células. Alguns fluidos ainda contam com temperatura de ebulição abaixo da temperatura que desencadeia esse fenômeno, o que faz com que o calor latente tenha grande valia em evitar a propagação das outras células do *pack*. Esses fluidos possuem propriedades dielétricas e não inflamáveis à exemplo de óleos à base de silicone, óleos à base de hidrocarbonetos e hidrocarbonetos fluorados (ROE *et al.*, 2022).

Apesar do melhor desempenho visto para a estratégia de resfriamento direto das células, ainda é observado a existência de uma diferença de temperatura em relação às células localizadas mais próximas à entrada do fluido em relação às localizadas na saída. Conforme visto na Seção 3.2, o fenômeno degradação possui alta correlação com a variação da temperatura, o que

implica na maior deterioração de células mais distantes da entrada do escoamento do fluido. Em se tratando dos *packs* de bateria atuais, a diferença na taxa de degradação das células acarreta na diminuição da vida útil de todo o equipamento, inutilizando células ainda em condições adequadas de operação, visto que usualmente não é possível substituir células de um *pack* de forma individual.

A melhor forma de evitar que haja diferenças de temperatura entre células de um *pack* e, conseqüentemente, disparidades de saúde entre células, é garantir as mesmas condições de temperatura e vazão do fluido para cada célula. Tendo em vista que os casos abordados utilizavam do escoamento na direção radial das células, a mudança da direção do escoamento para a direção axial é uma possível solução para esse problema. Segundo estudo apresentado por Xia *et al.* (2017), como o escoamento desse tipo de estratégia ocorre na direção do comprimento da célula e, como todas estão posicionadas na mesma altura, as células apresentariam um mesmo perfil de temperatura, diferentemente do que ocorre na estratégia de resfriamento direto na direção radial, conforme apresenta-se na Figura 3.8. No caso da estratégia de resfriamento na região axial, é observado um gradiente de temperatura superficial na direção do comprimento de cada célula, o que se deve ao aumento gradual da temperatura do fluido conforme ocorre a remoção de calor da célula.

Figura 3.8 – Direções de escoamento radial (a) e axial (b) em estratégias de resfriamento direto.

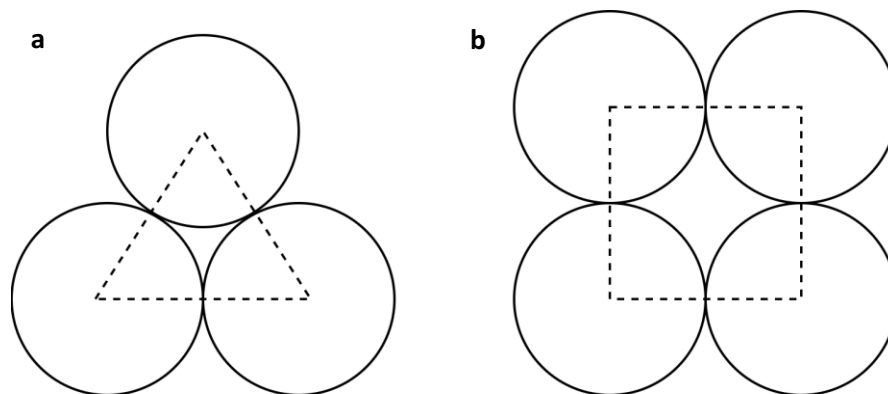


Fonte: Xia *et al.* (2017)

De forma a quantificar a diferença de temperatura superficial entre células para as duas direções do escoamento de estratégias de resfriamento direto, Yin *et al.* (2022) se baseou em um modelo computacional de um *pack* de 288 células cilíndricas do tipo 21700. O autor atesta que, para uma taxa de descarga equivalente a 2C, a máxima diferença de temperatura superficial obtida para o caso de escoamento radial foi de aproximadamente 9°C, enquanto para o escoamento na região axial, a máxima diferença observada foi de aproximadamente 5°C.

Como forma de aumentar o empacotamento das células, visando maximizar a densidade de energia do *pack*, em estratégias de resfriamento direto na direção axial, as células podem ser posicionadas em contato umas com as outras. Esse posicionamento resulta na formação de pequenos canais entre células que permitem o escoamento do fluido. Conforme visto em Yin *et al.* (2022), o autor realiza os estudos para a configuração de empacotamento mais alta para células cilíndricas, o que resulta em um canal formado entre três células com geometria cicloide de três cúspides, conforme apresentado na Figura 3.9(a). Para a realização dos cálculos dos parâmetros térmicos do escoamento, o autor considera o escoamento entre as células como um problema de escoamento interno. Essa mesma consideração é feita em estudo realizado por Camilleri e Sawani (2018), no qual os autores fazem esta consideração para um canal formado entre quatro células com geometria cicloide de quatro cúspides, conforme apresentado na Figura 3.9(b).

Figura 3.9 – Disposições possíveis para arranjos de células triangular (a) e quadrangular (b) em estratégia de resfriamento direto na direção axial.



Fonte: Autoria própria.

Considerando canais de quatro cúspides, Camilleri e Sawani (2018) realizaram um estudo de caracterização do escoamento com o intuito de definir qual a melhor correlação para o cálculo do número de Nusselt. A partir da consideração de escoamento interno, os autores avaliam três correlações de cálculo do número de Nusselt e comparam com os valores obtidos em simulação CFD com geometria simplificada. Os resultados são apresentados na forma de um gráfico adimensional do número de Nusselt em relação ao número de Reynolds, visando proporcionar que a solução encontrada se torne universal para este tipo de escoamento facilitando a obtenção do coeficiente convectivo.

Apesar das vantagens de maior empacotamento de células e melhor distribuição de temperatura, o que previne a diferença na taxa de degradação entre células, não foram encontrados trabalhos que realizaram a comparação de desempenho de estratégias de refrigeração direta na direção axial com as demais estratégias comumente empregadas. Tal lacuna presente na literatura para este tipo de sistema gera oportunidades para trabalhos que visem avaliar tais sistemas de forma mais aprofundada.

4. ABORDAGEM MATEMÁTICA EM SISTEMAS DE RESFRIAMENTO DE LIBS

Visto que o desenvolvimento de estratégias passa pelo correto equacionamento do problema a ser estudado, o presente capítulo visa definir fisicamente o problema de troca de calor de baterias tendo em vista as principais estratégias citadas. Ainda, devido à alta complexidade matemática observada para solução deste tipo de problema, a dinâmica de fluidos computacional (CFD) é apresentada como solução alternativa. Tendo em vista o erro presente em abordagens numéricas, um método de determinação do grau de confiabilidade do modelo matemático também é apresentado.

4.1. MODELAGEM MATEMÁTICA DE PROBLEMAS ENVOLVENDO TROCA DE CALOR EM CÉLULAS CILÍNDRICAS

A correta caracterização de um fenômeno acarreta em resultados mais precisos além de corroborar para um julgamento assertivo dos resultados. No caso do resfriamento de células de bateria veiculares, a definição do problema é fundamental para o dimensionamento do sistema e evitar que as baterias não operem em condições acima dos limites permitidos. No caso do resfriamento das células, o estudo se resume a um problema de transferência de calor, porém os parâmetros usados como base para o cálculo dependem da estratégia de refrigeração a ser modelada. Conforme apresenta-se na Equação 4.1, a equação de transferência de calor unidirecional base para modelagem de um sistema de resfriamento de baterias usualmente considera somente a parte de condução e convecção, de acordo com os trabalhos apresentados por Liu e Zhang (2021) e Zhou *et al.* (2022). Destaca-se que, conforme apresentado por Ozisik (1993), devido à natureza anisotrópica da condutividade térmica, a solução apresenta diferentes condutividades térmicas nas direções planares (x e y) em relação à altura (z).

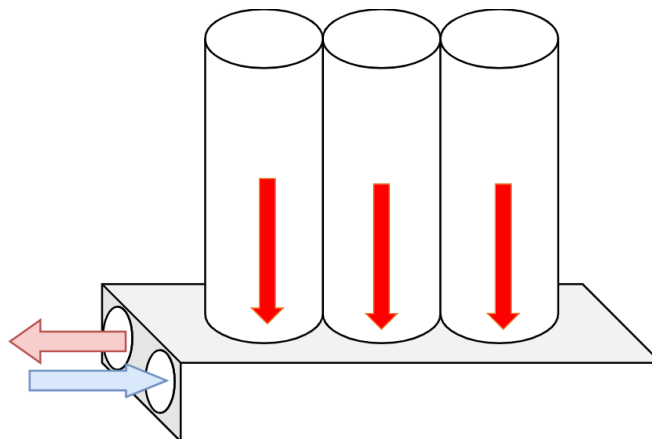
$$\nabla(\lambda_j \nabla T) = \dot{Q}_j - h(T - T_{amb}) - \frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T) \quad (4.1)$$

Conforme visto na Seção 2.5, existem diversos tipos de estratégias com diferentes fluidos a serem utilizados, o que leva a diferentes condições de contorno e, conseqüentemente, a variações do modelo analítico. Além das condições de contorno, as diferenças presentes nas estratégias, alteram a equação da condução e a metodologia de cálculo do coeficiente convectivo, que se baseia em parâmetros adimensionais como Reynolds e Nusselt, além das correlações específicas para características do escoamento (ÇENGEL, 2009). Parâmetros como a direção do escoamento, se o mesmo é interno ou externo, se é laminar ou turbulento, além da

geometria dos canais, em caso de escoamento interno, influenciam diretamente na modelagem e devem ser estabelecidos de forma assertiva.

Em células cilíndricas, o resfriamento por *cold plate* é uma das estratégias utilizadas em veículos elétricos comerciais (MOGHADDAM, 2018). Conforme abordado anteriormente, para células cilíndricas, as células são posicionadas com apenas a base em contato com o dispositivo resfriador. Isso faz com que a seção transversal da base do cilindro seja a única superfície de troca de calor, sendo que o restante da célula é resfriada por condução a partir do ponto de contato com o *cold plate*, conforme apresentado na Figura 4.1. No ponto de contato, o fluxo de calor encontra, além da resistência em relação à condução da célula, a resistência da interface de contato com o dispositivo e a condutividade do material do *cold plate* até o fluido que escoar nas tubulações. Destaca-se ainda que, nesse tipo de estratégia, as células possuem uma interface de contato umas com as outras na parte externa ao longo de todo o comprimento e o restante da superfície externa em contato com o ar enclausurado.

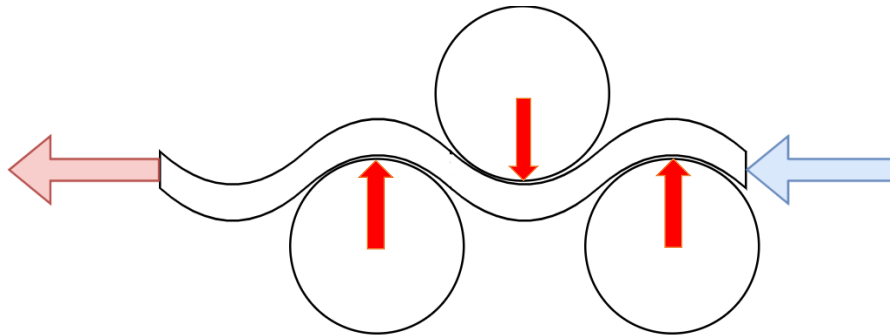
Figura 4.1 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de *cold plate*.



Fonte: Autoria própria.

Em estratégias de resfriamento que utilizam canais, a transferência do calor gerado na célula ocorre no contato das células com as tubulações. Devido à maior área superfície de contato proporcionado pela estratégia e a transferência de calor ocorrer preferencialmente no sentido radial, é visto um melhor desempenho em relação ao *cold plate* devido ao fluxo calor percorrer menor distância nessa situação. Conforme apresentado na Figura 4.2, o calor gerado encontra a resistência à condução térmica da célula, da interface de contato e da tubulação até chegar ao fluido em escoamento. Assim como o *cold plate*, o restante da superfície externa está em contato majoritariamente com o ar enclausurado, além de outras células.

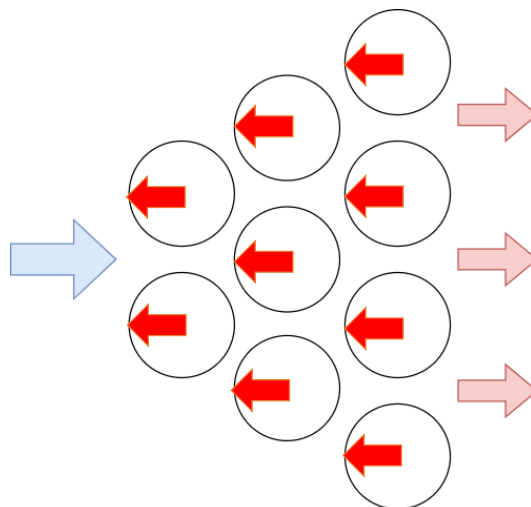
Figura 4.2 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de mini tubulações.



Fonte: Autoria própria.

Estratégias de arrefecimento e resfriamento por imersão possuem basicamente o mesmo princípio de operação e modelagem, alterando somente o fluido ao qual a célula está submetida (MOGHADDAM, 2018). Tais sistemas contam com uma característica vantajosa em relação a métodos de resfriamento indireto já que não há tubulações e outros materiais entre a célula e o fluido. Nos dois casos, a direção do escoamento tem grande importância na determinação das condições de contorno e cálculo dos números adimensionais. Para estratégias com escoamento na direção radial da célula, conforme apresentado na Figura 4.3, as células necessitam de espaçamento entre si para possibilitar o escoamento do fluido ao longo de todo o *pack*. Ainda que haja menores gradientes de temperatura superficial ao longo do comprimento das células, gradientes de temperatura entre células são vistos (DUBEY *et al.*, 2021). Destaca-se que, nesses casos, a modelagem analítica é complexa e normalmente tem a determinação do coeficiente convectivo obtida por correlações obtidas a partir de testes experimentais (ÇENGEL, 2009).

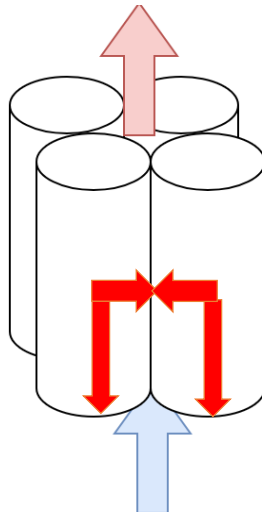
Figura 4.3 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de resfriamento direto na direção radial.



Fonte: Autoria própria.

As estratégias de resfriamento direto na direção axial, permitem maiores taxas de empacotamento das células em relação à estratégia na direção radial. Em muitos casos o espaço entre células que estão em contato, devido à natureza cilíndrica destas, opera com uma espécie de canal com geometria não convencional. Devido a isso, alguns pesquisadores caracterizam o escoamento presente neste tipo de estratégia como escoamento interno (CAMILLERI E SAWANI, 2018). Conforme apresentado na Figura 4.4, nesse caso, o escoamento se dará na direção da maior dimensão da célula. Ainda, devido à padronização dos canais e visto que as condições iniciais para cada célula do *pack* deve ser a mesma, a modelagem desta estratégia em específico permite a consideração de uma fração do *pack* sendo os resultados extrapolados para os demais (CAMILLERI E SAWANI, 2018).

Figura 4.4 – Direção do maior gradiente de calor na estratégia de resfriamento direto na direção axial.



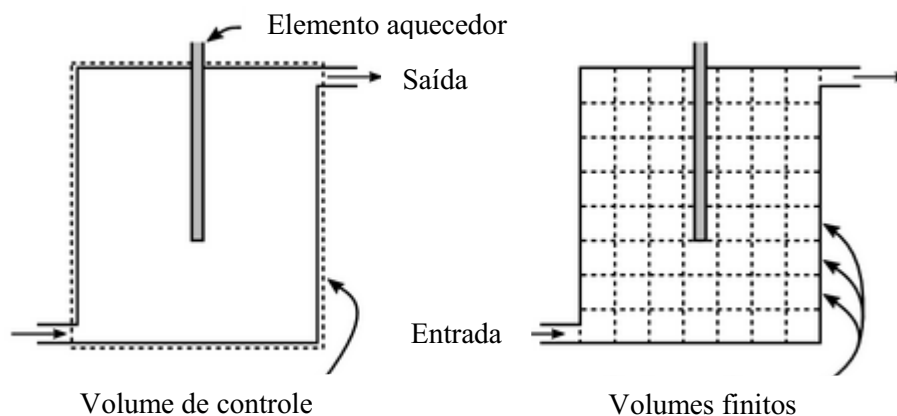
Fonte: Autoria própria.

Por se tratar de um sistema tridimensional envolvendo troca de calor, mesmo com a correta definição do problema e com o máximo de simplificações feitas, as equações ainda não possuem solução trivial e, muitas vezes, dependem de mais retrabalho para enquadrar em relações matemáticas conhecidas (KAYHANI *et al.*, 2012). Ainda, a presença de anisotropia da condutividade térmica aumenta ainda mais o grau de complexidade na determinação dessas soluções analíticas. Devido a isso, em situações que envolvem fenômenos de maior complexidade, como o caso apresentado, muitos autores recorrem a métodos numéricos, como por exemplo o CFD, para obtenção das soluções requeridas (VERSTEEG E MALALASEKERA, 2006).

4.2. DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL

A solução das equações que regem um problema podem ser impossível de ser obtida, em se tratando de problemas em que se consideram duas ou mais dimensões e principalmente quando existem condições específicas, como geometrias de tubulação não convencionais e a anisotropia das propriedades térmicas do material. Nesses casos, a utilização de métodos numéricos, dentre eles o CFD, se mostra uma alternativa viável (MOUKALLED *et al.*, 2016). Diversos trabalhos na literatura apontam a validade de tais métodos para soluções de problemas envolvendo fluidodinâmica e transferência de calor, à exemplo de Yadav e Bhagoria (2013), Ma *et al.* (2015) e Saw *et al.* (2017). A abordagem de um problema a partir do método de volumes finitos é apresentada na Figura 4.5.

Figura 4.5 – Discretização aplicada à solução de problemas baseados em volumes finitos.



Fonte: CFD direct (2022).

A solução de problemas utilizando o método de volumes finitos se baseia na discretização das equações diferenciais parciais da conservação da massa, *momentum* e energia, apresentadas nas Equações 4.2, 4.3 e 4.4 (MOUKALLED *et al.*, 2016). As equações em questão, tratando-se de equações contínuas, são discretizadas no espaço e tempo a partir da decomposição do volume de controle em volumes menores, sendo o balanço de massa e energia feito nas faces de cada volume por meio de métodos iterativos (VERSTEEG E MALALASEKERA, 2006).

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \nabla \cdot v = 0 \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial[\rho v]}{\partial t} + \nabla \cdot \{\rho v v\} = -\nabla p + \nabla \cdot \{\mu[\nabla v + (\nabla v)^T]\} + \nabla(\lambda_i \nabla \cdot v) + f_b \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho c_p T] + \nabla \cdot \{ \rho c_p \nabla T \} = \nabla \cdot [\lambda \nabla T] + \rho T \frac{Dc_p}{Dt} - \left[\frac{\partial(Ln\rho)}{\partial(LnT)} \right] \frac{Dp}{Dt} + \lambda_i \psi + \mu \phi + qv \quad (4.4)$$

As equações base utilizadas no método de volumes finitos podem ser simplificadas e direcionadas para melhor solução do problema a partir da caracterização do problema, em termos de qual regime de operação, se a compressibilidade do fluido deve ser considerada ou não e se o fluido é ou não newtoniano. No caso do estudo acerca do resfriamento de células de bateria, tendo em vista a análise da capacidade de refrigeração, pode-se classificar como um problema de escoamento incompressível com a utilização de um fluido newtoniano (MOGHADDAM, 2018). Nesse caso, as equações regentes do problema passam a ser iguais às apresentadas nas Equações 4.2, 4.4 e 4.5. Destaca-se que a equação da conservação do *momentum*, de forma a promover a captura de importantes perturbações geradas pela presença de turbulência passa a ser simplificada e modificada para a equação RANS (*Reynolds Average Navier-Stokes*), no qual a velocidade é medida em função de uma velocidade média somada de outro termo relativo à flutuação.

$$\frac{\bar{D}U_j}{\bar{D}t} = \frac{\partial U_j}{\partial t} + U_i \frac{\partial U_j}{\partial x_i} = \nu \nabla^2 U_j - \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_i} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_j} \quad (4.5)$$

Segundo Versteeg e Malalasekera (2006), devido à separação da velocidade em dois termos, novos termos aparecem nas equações ligadas à velocidade média devido a interações entre parâmetros ligados a flutuações turbulentas, conhecidos como tensores de Reynolds. Com isso, com o intuito de modelar esses termos, diversos modelos de turbulência foram desenvolvidos. Baseado nas proposições de Boussinesq, que os tensores de Reynolds são proporcionais às taxas de deformações, Launder e Spalding (1973) desenvolveram o modelo de turbulência k-ε, um dos modelos mais utilizados para caracterização de simulações (VERSTEEG E MALALASEKERA, 2006). Conforme apresentado nas Equações 4.6 e 4.7, duas novas equações relacionadas à energia cinética turbulenta (k) e a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta por unidade de massa (ε).

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho k U) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_\gamma}{\sigma_k} \right) \text{grad } k \right] + 2\mu_\gamma S_{ij} - \rho \varepsilon \quad (4.6)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \text{div}(\rho \varepsilon U) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_\gamma}{\sigma_\varepsilon} \right) \text{grad } \varepsilon \right] + C_{1\varepsilon} f_1 \frac{\varepsilon}{k} 2\mu_\gamma S_{ij} \cdot S_{ij} - C_{2\varepsilon} f_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4.7)$$

Os parâmetros C_μ , σ_ε , σ_k , $C_{1\varepsilon}$ e $C_{2\varepsilon}$ são constantes dos problemas. Essas constantes são utilizadas para ajustar e aproximar os resultados obtidos pelo método com os resultados reais. Segundo

Versteeg e Malalasekera (2006) a partir da coleta de dados de diversos escoamentos turbulentos, os valores padrão das constantes do modelo são apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Valores usuais das constantes do modelo k-ε de turbulência.

Constante	Valor
C_{μ}	0,09
σ_k	1,00
σ_ϵ	1,30
$C_{1\epsilon}$	1,44
$C_{2\epsilon}$	1,92

Fonte: Versteeg e Malalasekera (2006)

Segundo Versteeg e Malalasekera (2006), dentre os modelo de turbulência com duas equações, o modelo de turbulência k-ε opera com resultados consistentes em domínios nos quais os tensores de Reynolds possuem maior magnitude, comum em escoamentos confinados. Ressalta-se que grande parte das estratégias de resfriamento de células apresenta escoamento interno e que, mesmo nos casos em que é feita a consideração de escoamento externo, os tensores de Reynolds possuem relevância devido ao escoamento se dar ao redor de várias células próximas umas das outras, sendo esses os casos em que o modelo de turbulência k-ε tem desempenho confiável. Trabalho realizado por Falcone *et al.* (2021) acerca de estudos similares aos do objetivo do trabalho apontam a validade da utilização do modelo k-ε.

4.3. VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS POR MODELOS NUMÉRICOS

Tendo em vista as vantagens do desenvolvimento de modelos computacionais em relação a testes experimentais, meios para atestar a confiabilidade dos resultados foram criados (SANTOS *et al.*, 2022). Como métodos numéricos se utilizam da discretização do volume de controle para possibilitar a solução de equações diferenciais associadas à fluidodinâmica e transferência de calor, desvios dos resultados associados (u_{num}) a esta discretização são esperados (MOUKALLED *et al.*, 2016). Tendo em vista que grande parte da validação do modelo numérico é feita com dados experimentais, existem erros associados à incerteza de medição dos equipamentos utilizados no experimento (u_D), e estes devem ser contabilizados na apresentação dos resultados (DOWDING, 2016). Ainda, como as propriedades termodinâmicas dos materiais são sensíveis às condições ambientais, deve-se contabilizar os erros associados a desvios dos valores de entrada do modelo computacional em relação aos valores reais feitos em experimento (u_{input}). Com isso, conforme apontado em (DOWDING, 2016), os erros totais associados a um resultado obtido por meio de um método numérico é dado pela Equação 4.8.

$$u_{val} = \sqrt{u_{num}^2 + u_{input}^2 + u_D^2} \quad (4.8)$$

Segundo (SANTOS *et al.*, 2022), o método GCI (*Grid Convergence Index*) é um dos métodos mais confiáveis para calcular o erro numérico associado ao nível de discretização de modelos fluidodinâmicos computacionais. Esse método, descrito em NPARC (2021), utiliza três níveis de malha com níveis de refinamento igualmente espaçados, para determinar o percentual de desvio da malha em relação a uma malha com volumes tendendo à um valor nulo. Além disso, o método é utilizado para atestar se as malhas utilizadas se encontram na região assintótica da curva de convergência, ou seja, se o resultado é independente da malha. O procedimento de obtenção desses parâmetros se dá pelas Equações 4.9 e 4.10.

$$GCI_{fino} = \frac{F_a |\varepsilon|}{r^p - 1} \quad (4.9)$$

$$GCI_{grosseiro} = \frac{F_a |\varepsilon| r^p}{r^p - 1} \quad (4.10)$$

Sendo F_a o fator de segurança estipulado, sendo igual a $F_a = 3$ para comparações entre duas malhas e $F_a = 1,25$ para comparações entre 3 malhas ou mais, r a razão de refinamento, dada pela razão do espaçamentos das malhas arbitrada pelo usuário, p determina a ordem de convergência das malhas geradas e ε o erro relativo. O erro ε é calculado por meio da razão da diferença de resultados apresentados entre duas malhas testadas sobre a malha mais refinada, conforme apresenta-se na Equação 4.11.

$$\varepsilon = \frac{f_2 - f_1}{f_1} \quad (4.11)$$

A resolução da equação para determinação do GCI normalmente parte pelo cálculo da ordem de convergência p , que é calculado pela razão das diferenças dos parâmetros alvos obtidos nas malhas grosseira, média e fina geradas em relação à razão de espaçamento r conforme apresentado na Equação 4.12.

$$p = \frac{\ln\left(\frac{f_3 - f_2}{f_2 - f_1}\right)}{\ln(r)} \quad (4.12)$$

Além do cálculo do GCI, é possível estimar o valor do resultado na região assintótica de convergência, ou seja, quando a malha utiliza um espaçamento igual a zero. A partir do cálculo da ordem de convergência, estima-se o valor do resultado para a região assintótica ($f_{h=0}$) por meio da Extrapolação de Richardson. O cálculo é feito pela adição de um incremento ao resultado obtido pela malha com mais refinamento testada, conforme apresentado na

Equação 4.13. Esse incremento é calculado pela razão da diferença entre os resultados obtidos entre duas malhas e a razão do espaçamento entre malhas elevado à ordem de convergência.

$$f_{h=0} = f_1 + \frac{f_1 - f_2}{r^p - 1} \quad (4.13)$$

5. METODOLOGIA

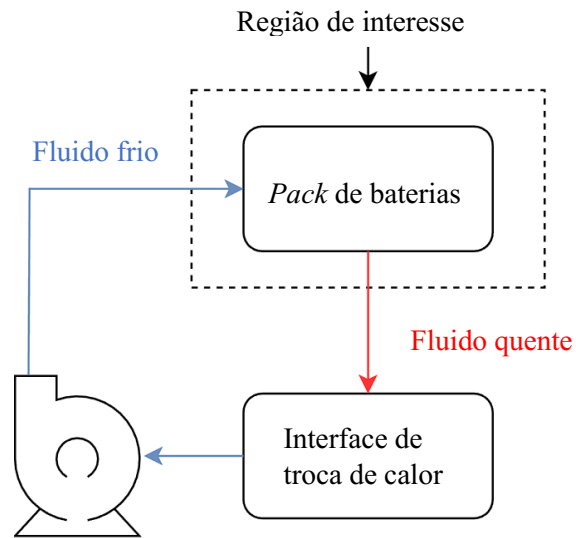
O presente capítulo define a metodologia utilizada para obtenção da análise de desempenho da estratégia de resfriamento líquido com escoamento direto na direção axial. O processo utilizado passa pela definição do problema a ser considerado para estabelecimento das condições iniciais e de contorno do modelo matemático. A partir da definição da célula, as propriedades físicas são coletadas, além do modelo de geração de calor desenvolvido. Ainda, o domínio de cálculo e o tipo de malha do modelo CFD é definido, além da definição dos valores iniciais e de contorno das principais variáveis. Acerca do modelo CFD também são definidos os dois domínios de cálculo além dos pontos de aferição dos valores de velocidade e temperatura, a serem utilizados no teste de malha. O experimento, utilizado para validação do modelo numérico, é apresentado de forma construtiva além do método empregado para coleta dos dados. Por fim, são definidos os parâmetros e considerações para comparação com o estudo de Moghaddan (2018).

5.1. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

Sistemas de resfriamento são constituídos de diversas etapas em que o objetivo geral é transportar o calor de uma fonte quente e rejeitá-lo para uma fonte fria por meio de um fluido. Tais sistemas são compostos por basicamente um dispositivo recirculador de fluido, podendo ser uma bomba ou um ventilador, a interface entre troca de calor do dispositivo alvo e uma interface de rejeição de calor para uma fonte fria, podendo ser um radiador ou um *chiller*.

Tendo em vista os princípios de operação destes sistemas, diversas análises podem ser feitas para cada componente que os compõem. Dessa forma, a análise de um sistema de resfriamento de baterias por completo torna-se algo complexo e, muitas vezes, desnecessário para o objetivo principal que motivou a análise. Como o foco do presente trabalho é avaliar a troca de calor das células que compõem o *pack* de baterias, somente a interface de troca de calor entre células e fluido foi considerada, conforme apresentado na Figura 5.1. Apesar de negligenciar as demais partes do sistema de resfriamento, essa consideração se apoia no fato de que o restante do sistema é capaz de absorver os parâmetros de saída e fornecer condições similares às utilizadas nas análises.

Figura 5.1 – Identificação do foco do trabalho para construção do modelo.

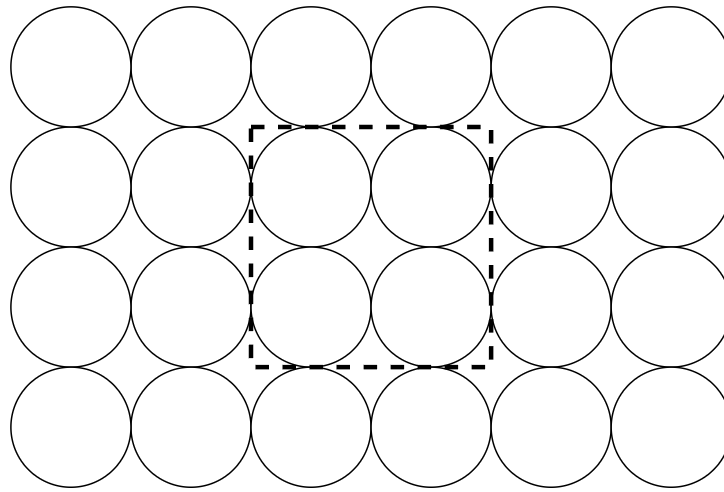


Fonte: Autoria própria.

Apesar da maior especificação da abordagem do problema, a análise de todo o *pack* de baterias ainda é complexa, tanto por vias computacionais quanto experimentais. Devido ao elevado número de células, que podem ultrapassar a casa centenas em determinados veículos, deve-se buscar meios de produzir resultados representativos sem a necessidade de testar ou modelar todo *pack*. Em sistemas de refrigeração indireta por meio de tubulações entre as células, a modelagem do problema pode ser feita em escala reduzida para poucas células, determinando um padrão de variação dos parâmetros alvos, como temperatura e perda de carga, e extrapolando os valores para o restante do *pack*, como visto em trabalho realizado por Xu *et al.* (2021).

Sendo a refrigeração por imersão com escoamento na direção axial a estratégia a ser analisada, estudou-se formas de reduzir a análise ao máximo possível. A partir da observação de umas das disposições mais comuns para esse tipo de sistema, percebe-se que um padrão de “canaleta”, seção em que o fluido escoar, se forma a cada conjunto de quatro células, conforme apresentado na Figura 5.2. Como esse padrão se repete ao longo de todo o *pack*, a partir da consideração que a vazão é igualmente distribuída entre as canaletas e que a temperatura na entrada é uniforme, é possível estabelecer uma linha de análise para cada agrupamento de 4 células.

Figura 5.2 – Identificação do padrão de repetição de um *pack*.



Fonte: Autoria própria.

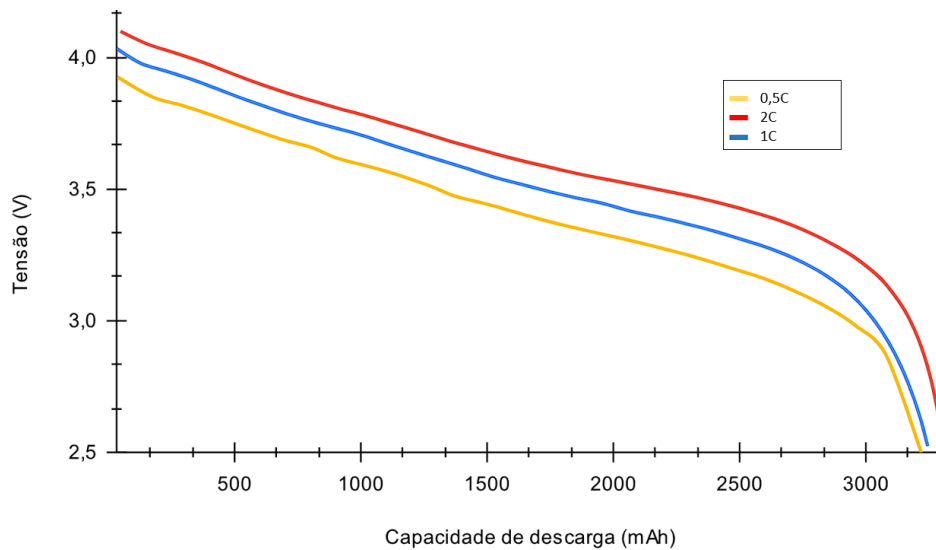
Com o problema definido, torna-se possível a determinação do modelo computacional e do desenvolvimento do experimento. A partir da análise feita para o agrupamento selecionado, utiliza-se os mesmos resultados para cada novo agrupamento de 4 células restantes do *pack*, de forma a estabelecer uma correlação para todo o *pack*.

5.2. DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA INTERNA DA CÉLULA

A quantidade de calor gerado pelas células é o principal parâmetro a se levar em consideração em se tratando da análise de desempenho de estratégias de troca de calor e manutenção da temperatura do *pack* de baterias. Conforme apresentado na Seção 2.4, a quantidade de calor é estimada a partir da consideração de uma resistência interna intrínseca à cada célula. O valor da resistência interna é normalmente obtido pelo cálculo da diferença de potência da célula desconectada e a célula em descarga sobre a corrente de descarga.

Seguindo a metodologia proposta em Taffal (2019) estabelecida para determinação da resistência interna, buscou-se dados necessários acerca da tensão da célula sob descarga e os dados de tensão de circuito aberto (OCV). Tem-se que a tensão de circuito aberto é dependente somente do estado de carga e é retirada a partir da curva de tensão para diferentes descargas de corrente, dado normalmente fornecido no manual do fabricante. Para a célula em questão, a Figura 5.3 apresenta a curva de tensão sob diferentes taxas de descarga.

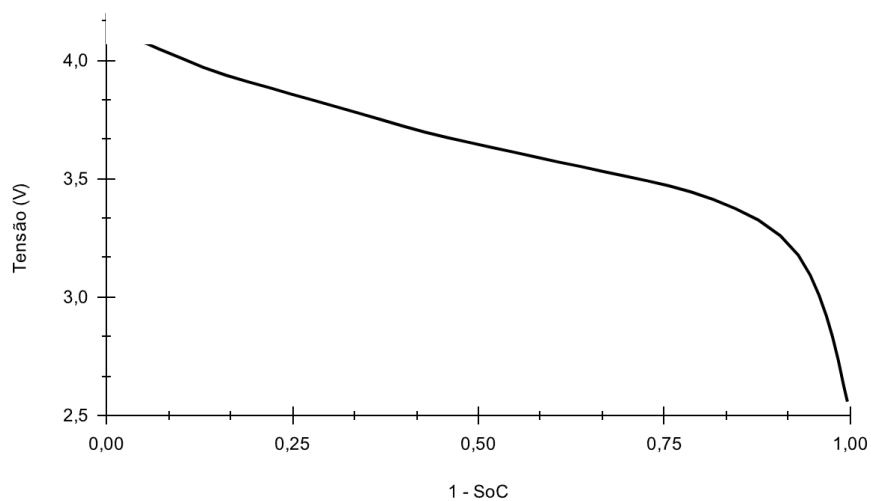
Figura 5.3 – Curva de tensão em função da capacidade para várias taxas de descarga.



Fonte: Panasonic.

A partir das curvas apresentadas na Figura 5.3, os dados são rearranjados de forma a se formar curvas de tensão em relação à corrente independentes para cada nível de descarga. Após isso, as curvas são extrapoladas para um valor de corrente igual à 0 A. Com os valores de tensão extrapolados para uma corrente de 0 A para cada estado de carga, esses valores são novamente rearranjados como uma função da tensão em relação ao estado de carga, conforme apresentado na Figura 5.4. Os valores de tensão apresentados na curva em questão são considerados a tensão em circuito aberto.

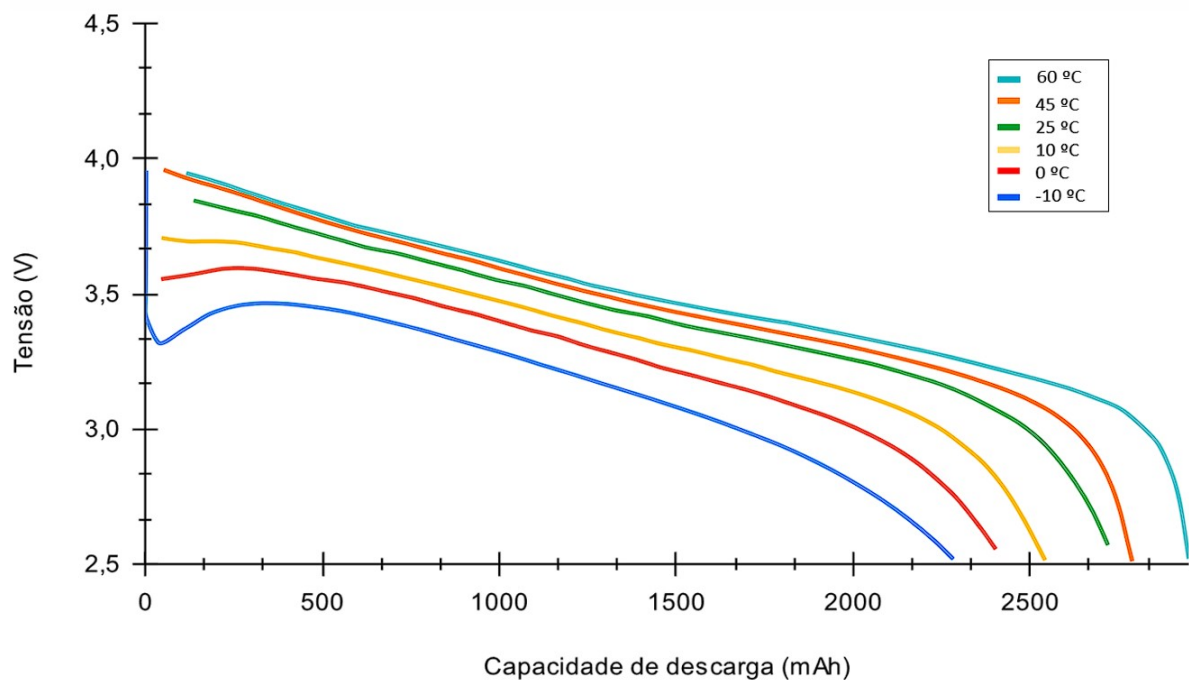
Figura 5.4 – Curva OCV em função do SOC obtida.



Fonte: Taffal (2019).

Com relação aos dados de tensão em operação (V_T), tem-se que este parâmetro é sensível tanto ao SoC quanto à temperatura da célula. Nesse caso, os dados são fornecidos pelo fabricante para uma taxa de descarga constante sob diferentes temperaturas. Conforme apresentado na Figura 5.5, os dados são fornecidos para seis diferentes temperaturas, tendo em vista a faixa de temperatura em que poderão ser utilizadas. Nesse caso, os dados de tensão já são fornecidos no formato em que serão inseridos, não necessitando rearranjos e extrapolações.

Figura 5.5 – Curva de tensão por capacidade para várias temperaturas.



Fonte: Panasonic.

Com as curvas relativas às tensões OCV e V_T , a resistência interna é calculada a partir da Equação 2.4. A partir da determinação da resistência interna, a quantidade de calor gerado pode ser calculada pela Equação 2.3. Levando em consideração a negligência da segunda parcela da Equação 2.3, visto a menor magnitude do efeito da geração de entropia no aquecimento da célula, a equação para cálculo de geração de calor de uma célula, se resume à equação do efeito Joule de aquecimento para resistências ôhmicas, conforme apresentado na Equação 5.1.

$$\dot{Q}_{célula} = IR_i^2 \quad (5.1)$$

5.3. DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES TERMO FÍSICAS DA CÉLULA E DOS FLUIDOS DE TRABALHO

A construção de modelos computacionais assertivos depende diretamente da correta caracterização do problema, o que inclui a consideração de valores adequados das propriedades dos materiais e substâncias. Em se tratando de problemas que envolvem transferência de calor entre sólido e fluido, valores coerentes da massa específica, calor específico e condutividade térmica são fundamentais para garantir que os resultados do modelo computacional se relacionem com os resultados reais. Em se tratando de materiais e substâncias amplamente utilizados e difundidos, como exemplo do ar, tais parâmetros são facilmente encontrados em livros, possuindo equações matemáticas para caracterização em função das condições ambientais, como temperatura e pressão. No caso de materiais e dispositivos menos comuns, em que sua composição ocorre pelo agrupamento de diversos materiais, esses parâmetros são normalmente obtidos por vias experimentais e não são encontrados com alta disponibilidade.

Tendo em vista que o experimento e modelo se baseiam em uma célula de íons de lítio cilíndrica do tipo 18650 e que a obtenção dos parâmetros termofísicos da célula não é trivial, o presente estudo se apoiou em resultados obtidos na literatura para células similares. Os valores utilizados se basearam no estudo realizado por Spinner *et al.* (2018) no qual o autor seguiu procedimentos experimentais similares aos elencados na Seção 2.4 no desenvolvimento de um protótipo de célula que possui propriedades similares às originais. Os valores considerados no desenvolvimento do modelo computacional são apresentados na Tabela 5.1. Ressalta-se que como o autor encontrou grande variabilidade do valor da condutividade térmica radial, adotou-se o valor de 0,15 W/mK na realização dos estudos.

Tabela 5.1 Propriedades consideradas para a célula de íons de lítio estudada (SPINNER *et al.*, 2018).

Propriedade	Valor
Condutividade térmica axial, W/mK	5,1
Condutividade térmica radial, W/mK	0,15
Calor específico, J/kgK	727
Massa específica, kg/m ³	1593

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

Visando a validação do modelo computacional, realizaram-se estudos utilizando o ar como fluido de trabalho. Por se tratar de um fluido amplamente estudado, o *software* já fornece as propriedades desse fluido, sendo estes os valores considerados no estudo. Conforme

apresentam-se nas Equações 5.2, 5.3, 5.4 e 5.5, os parâmetros são calculados em função da temperatura (K) por funções polinomiais de diferentes ordens.

$$\rho = 4,0097T_{amb} - 0,016954T_{amb}^2 + 3,3057 \cdot 10^{-5}T_{amb}^3 - 3,0042 \cdot 10^{-8}T_{amb}^4 + 1,0286 \cdot 10^{-11}T_{amb}^5 \quad (5.2)$$

$$c_p = 948,76T_{amb} + 0,39171T_{amb}^2 - 0,009510T_{amb}^3 + 1,393 \cdot 10^{-6}T_{amb}^4 + 6,2029 \cdot 10^{-10}T_{amb}^5 \quad (5.3)$$

$$\mu = 1,5061 \cdot 10^{-6}T_{amb} + 6,160 \cdot 10^{-8}T_{amb}^2 - 1,819 \cdot 10^{-11}T_{amb}^3 \quad (5.4)$$

$$k = 0,0025219T_{amb} + 8,50610^{-5}T_{amb}^2 - 1,312 \cdot 10^{-8}T_{amb}^3 \quad (5.5)$$

Com a validação do modelo computacional, escolheu-se o fluido comercial utilizado em Moghaddam (2018) visando avaliar o desempenho da solução em comparação com outras soluções apresentadas pelo autor. O fluido escolhido, Novec 774 fabricado pela 3M, possui características semelhantes a um óleo com propriedades dielétricas. As propriedades, disponibilizadas pelo fabricante, são apresentadas na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Propriedades térmicas do fluido de trabalho Novec 774.

Propriedade	Valor
Condutividade térmica, W/mK	0,060
Calor específico, J/kgK	1136
Massa específica, kg/m ³	1660

Fonte: 3M.

5.4. DETERMINAÇÃO DO MODELO COMPUTACIONAL

5.4.1. Modelagem da célula

Em se tratando do principal objetivo do trabalho, a modelagem computacional de uma célula de íons de lítio é complexa. Como já visto, a construção de uma célula cilíndrica se dá pelo enrolamento de camadas de diferentes materiais com diferentes propriedades térmicas. A modelagem da forma real se torna muitas vezes um impeditivo devido à alta complexidade associada na construção deste tipo de malha. Conforme apresentado anteriormente, pesquisadores contornaram esse problema por meio da consideração de um modelo de célula

interior sólido feito de apenas um tipo de material, no qual as propriedades físicas são o resultado da média das propriedades de todos os materiais que a compõem.

Como já visto anteriormente, essas propriedades médias são retiradas de experimentos baseados nas equações da conservação da energia. No caso do trabalho em questão, as propriedades consideradas no modelo da célula foram dispostas na Tabela 5.1. O que também já foi desenvolvido para o modelo de célula é a determinação da geração de calor. Como apresentado anteriormente, foi obtida a curva de resistência interna para a célula a ser testada e, a partir dos dados de corrente de descarga utilizados no experimento, é determinada a quantidade de calor gerado por cada célula.

Conforme visto em diferentes trabalhos presentes na literatura, alguns autores modelam as células com um cilindro de mesma altura com raio cerca de 10 vezes menor localizado ao centro da célula. Em comparação com modelos presentes na literatura, o presente modelo de célula também utilizou desse cilindro em sua construção. A partir da análise do resultado desses autores, percebe-se que os mesmos usam esse cilindro, chamado de núcleo, como uma interface de geração de calor, como visto em Panchal *et al.* (2018). Com esse tipo de abordagem pode-se considerar como condição de contorno um fluxo de calor na parede interna da célula.

Por fim, destaca-se que a geometria de célula considerada na modelagem se baseia em uma simplificação da célula real. No modelo em questão não foram considerados os rebaixos dos terminais e também capa plástica externa que envolve a maior parte da superfície da célula. Destaca-se também que o núcleo não foi modelado, ou seja, há um “vácuo” no local onde este estaria localizado. Essa abordagem foi utilizada pois a temperatura do núcleo não é foco da análise, além de poupar esforços na geração de malha e cálculo pelo solver nesta região.

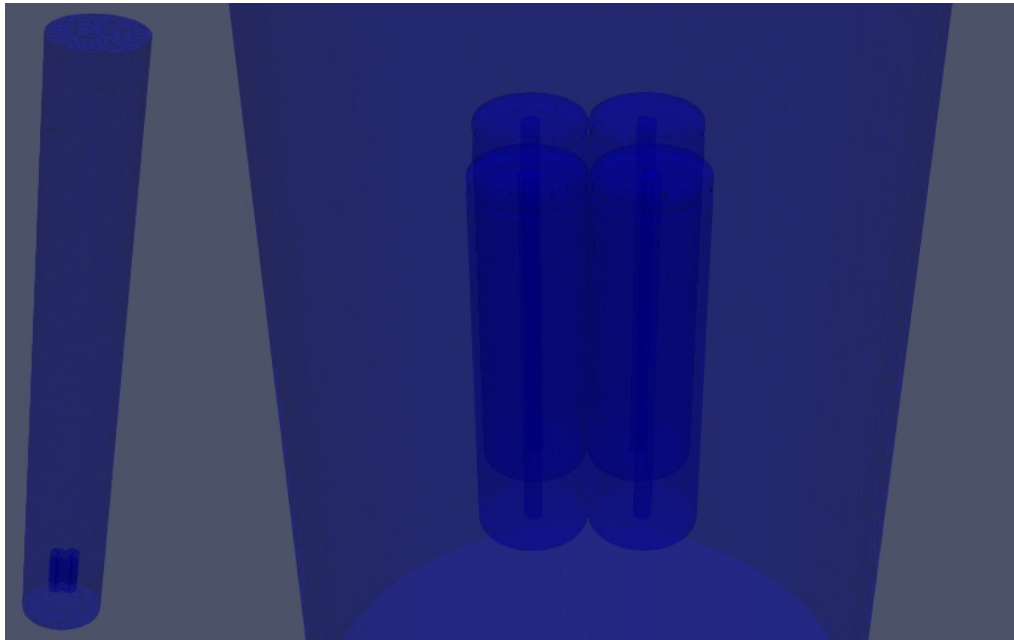
5.4.2. *Modelagem do domínio de cálculo*

Além da célula, o modelo computacional depende da correta definição do domínio de cálculo no qual o escoamento ocorrerá, de forma a conferir maior correlação com os resultados simulados e reais. Em buscas para trabalhos similares na literatura, o domínio é definido por meio da utilização de um fator de multiplicação em relação à maior dimensão da geometria alvo, para cada eixo do domínio. Ao analisar tais trabalhos, nota-se que a geometria está mais próxima da face de entrada do que da saída, normalmente cerca de 3 a 5 vezes mais próxima, e que a distância para as demais faces é menor ou igual à entrada. No caso da distância em relação à face de saída, o motivo dessa prática se dá para garantir que ocorra a dissipação da turbulência

do escoamento, gerada ao fluido passar pelo objeto, o que confere maior estabilidade à simulação e ainda permite observar melhor o fenômeno nos resultados.

No caso do presente trabalho, o volume de controle se baseou majoritariamente nas distâncias observadas no problema real. Conforme apresenta-se na Figura 5.6, foi escolhido um cilindro com o mesmo raio interno da tubulação utilizada no experimento, ficando o conjunto de 4 células localizado no centro da direção radial. Foi considerado também, a distância para a face de entrada de cerca $1,75D$ e para a face de saída de $15D$, sendo D a altura da célula. No caso da distância da célula para a face de entrada, de forma a aproximar o perfil de escoamento na entrada do experimento e modelo matemático, a distância foi determinada pela distância real aferida durante a realização dos experimentos. Em relação à saída, a distância para a face foi determinada de acordo com o trabalho realizado por Rodi (1999). Visando minimizar os efeitos na face de saída e tratando-se de uma estratégia utilizada em método numéricos, o volume de controle desenvolvido não é representativo em relação à uma solução real aplicada na indústria. Mesmo com disparidades em relação a um *pack* real, é esperado que os resultados obtidos no interior do canal formado pelas células seja válido, dado que as características de escoamento nessa região são similares nos dois casos.

Figura 5.6 – Volume de controle.



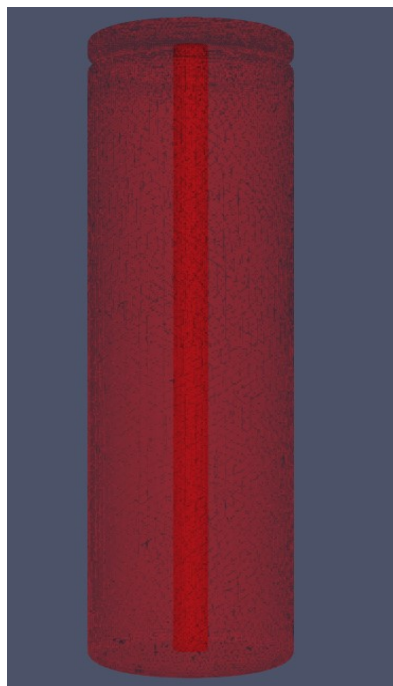
Fonte: Autoria própria.

5.4.3. Condições iniciais e de contorno

Com a definição do domínio de cálculo do modelo computacional, iniciou-se o processo da definição das condições iniciais e de contorno. Tais condições são essenciais para tornar a solução do problema possível, já que essas condições tornam o número de variáveis não determinadas igual ao número de equações do problema. Tratando do problema em questão, o modelo computacional pode ser subdividido em dois volumes de controle distintos, o domínio do fluido e o domínio do sólido, no qual serão atribuídas diferentes condições de contorno.

Conforme apresenta-se na Figura 5.7, o subdomínio do sólido, definido como sendo a célula, possui duas interfaces que necessitam ser caracterizadas. A primeira delas é a interface que se dá no contato entre a parte interna da célula e o que seria o núcleo, conforme apontado anteriormente o núcleo não foi modelado, tornando o espaço ocupado por ele vazio. A segunda interface é a superfície externa da célula, que está em contato direto com o subdomínio do fluido.

Figura 5.7 – Domínio da célula e suas interfaces.



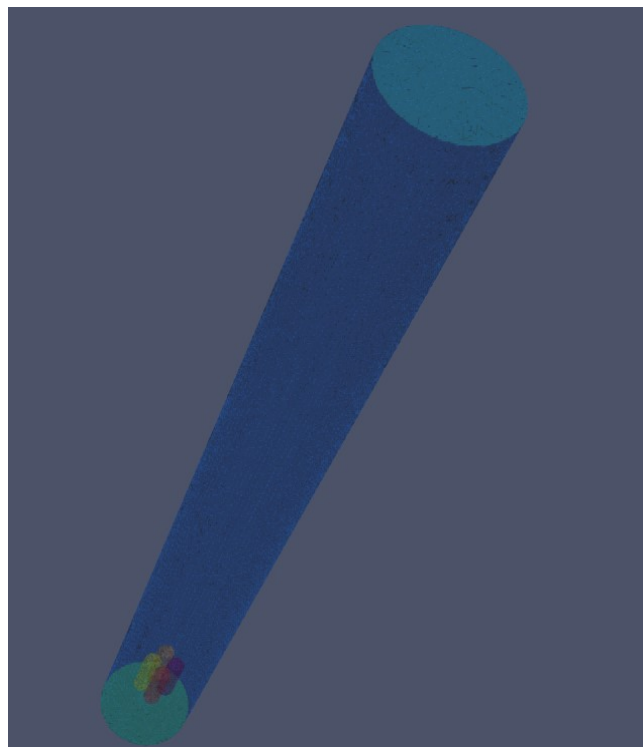
Fonte: Autoria própria.

Em se tratando de um sólido, somente duas variáveis necessitam de caracterização em relação às condições iniciais e de contorno, sendo estas a temperatura e pressão. As condições consideradas para cada interface de cada célula são dispostas a seguir:

- Pressão
 - Interface interna: Valor determinado, igual à pressão atmosférica;
 - Interface externa: Valor determinado, igual à pressão atmosférica.
- Temperatura
 - Interface interna: Fluxo de calor constante, determinado pela quantidade de calor gerado pela célula a partir do cálculo da resistência interna e da corrente de descarga;
 - Interface externa: Condição de acoplamento entre a interface externa da célula e a interface de contato do fluido. Essa condição força o mesmo valor de temperatura nessas interfaces.

Com relação ao subdomínio do fluido, conforme apresentado na Figura 5.8, o mesmo conta com mais três interfaces além das interfaces de contato com a superfície externa de cada célula, sendo estas: a entrada, a saída e a parede. Em se tratando de modelagem de fluidos, mais variáveis são necessárias para a solução do modelo computacional, já que diferentemente do sólidos, os fluidos escoam. Além da temperatura e pressão, duas variáveis associadas à caracterização da turbulência, a condutividade térmica cinemática turbulenta, a pressão hidrostática e a velocidade.

Figura 5.8 – Domínio do fluido e suas interfaces.



Fonte: Autoria própria.

No caso do presente trabalho, visto a proximidade do modelo à um problema de escoamento confinado, o modelo de turbulência escolhido foi o modelo k- ϵ , cujas as variáveis são a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta e a energia cinética turbulenta. As condições iniciais e de contorno determinada para as principais variáveis em cada interface do subdomínio do fluido é dada a seguir:

- Pressão
 - Entrada: Valor determinado, igual à pressão atmosférica;
 - Saída: Valor determinado, igual à pressão atmosférica;
 - Parede: Valor determinado, igual à pressão atmosférica;
 - Células: Valor determinado, igual à pressão atmosférica.
- Temperatura
 - Entrada: Valor constante, definido de acordo com a temperatura de escolha. A temperatura representa a condição de temperatura ambiente;
 - Saída: Condição inicial definida como sem a presença de gradiente de temperatura.
 - Parede: Condição inicial definida como sem a presença de gradiente de temperatura;
 - Células: Condição de acoplamento entre a interface externa da célula e a interface de contato do fluido. Mesma configuração utilizada para a condição de contorno das células.
- Velocidade
 - Entrada: Define um valor fixo com velocidade na direção axial da tubulação;
 - Saída: Define a existência de gradientes de velocidade na saída;
 - Parede: Define a interface com a condição de não deslizamento;
 - Células: Define a interface com a condição de não deslizamento.

As demais variáveis, com exceção da pressão hidrostática, possuem metodologia similar de definição das condições de contorno. Devido à dificuldade de determinação dos valores iniciais de alguns parâmetros, à exemplo das variáveis relacionadas à modelagem da turbulência, foram utilizados valores iniciais nulos, visto que tais valores são corrigidos por meio da solução iterativa do problema. Para o caso da pressão hidrostática, apesar da pouca interferência no caso simulado, uma condição de pressão constante igual à pressão atmosférica na saída foi considerada.

5.4.4. *Definição da malha*

Como todo método numérico, o método de volumes finitos opera a partir da discretização do domínio de cálculo. Em se tratando de um problema tridimensional, o método subdivide o domínio em volumes menores em que os valores de cada volume são calculados no centro destes (VERSTEEG E MALALASEKERA, 2006). Considerando a correta definição e modelagem do problema, a quantidade de volumes, conhecido como resolução da malha, determina a acurácia dos resultados, que está ligado diretamente à confiabilidade do modelo. De forma a obter resultados consistentes e coerentes com a realidade, deve-se atender uma resolução mínima que é estabelecida a partir do erro tolerado pelo problema.

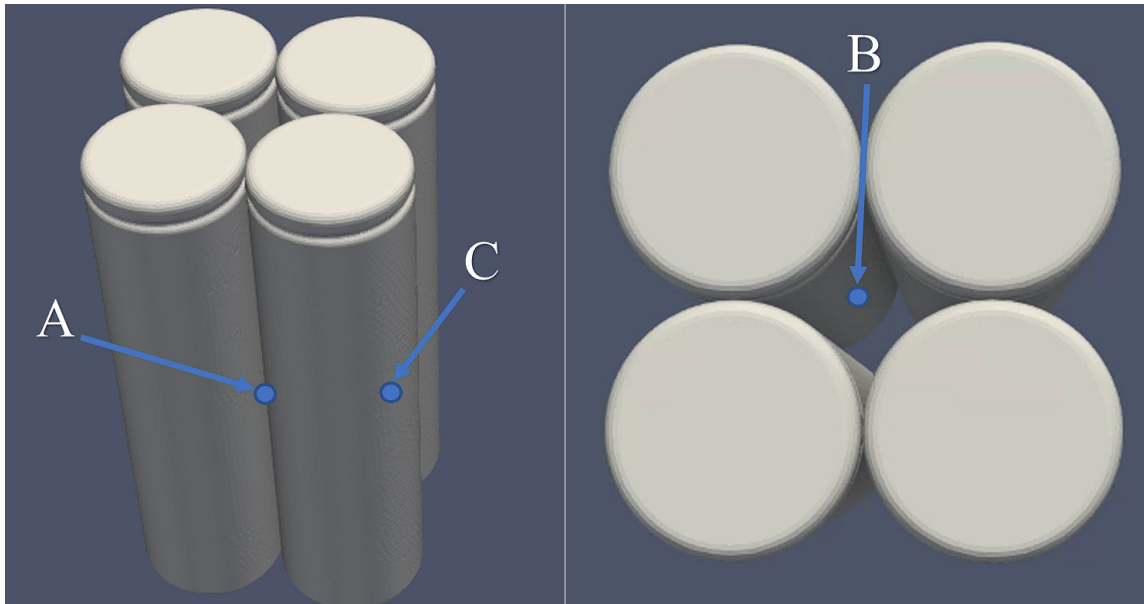
Conforme visto anteriormente, o domínio desenvolvido para o problema conta com dois subdomínios, o sólido e o fluido. A malha de cada subdomínio foi desenvolvida de forma a permitir a melhor caracterização dos principais fenômenos a serem analisados em cada um destes. Para o caso da malha desenvolvida para as células, definiu-se a menor dimensão de volumes de toda a malha de forma a obter perfis de temperaturas com a maior resolução em qualquer ponto do interior da célula. No caso da malha do fluido, utilizou-se uma taxa de crescimento de volume mais lenta próximo à superfície das células e, principalmente, no canal formado pelo agrupamento das células, por serem regiões cruciais de troca de calor, além de necessitar de maior detalhamento do escoamento. Essa ação foi tomada de forma a gerar mais “camadas” nessas superfícies, o que aumenta a resolução da malha e diminui os erros de discretização.

Com a definição das regiões mais importantes em que a malha deve possuir maior resolução em relação ao restante do domínio, iniciou-se o processo de testagem da malha. Conforme abordado na Seção 2.9, o teste de malha é realizado pela simulação de um mesmo problema sob três diferentes e igualmente espaçadas resoluções de malha. O teste é feito a partir da extração do resultado alvo em um mesmo ponto para as diferentes malhas. Esses resultados são interpolados de forma a extrair o valor da variável que seria obtido para um modelo cujo espaçamento de malha é igual à zero. O valor do parâmetro é utilizado para calcular a magnitude do desvio do resultado gerado para cada uma das três malhas. O erro é ponderado juntamente com outras condições como, tempo de simulação e capacidade de processamento do equipamento.

Devido à existência de dois subdomínios distintos, realizou-se um teste de malha para cada um destes. Primeiramente, realizou-se o teste de malha para o domínio das células, no qual a

temperatura no ponto médio de três pontos da superfície foi escolhida para realização da comparação, sendo estes pontos destacados na Figura 5.9. A escolha destes pontos se deu para determinação da máxima temperatura em três regiões distintas: sendo uma na interface de contato entre células, outra dentro do canal formado pelo agrupamento de células e a última na extremidade externa da célula.

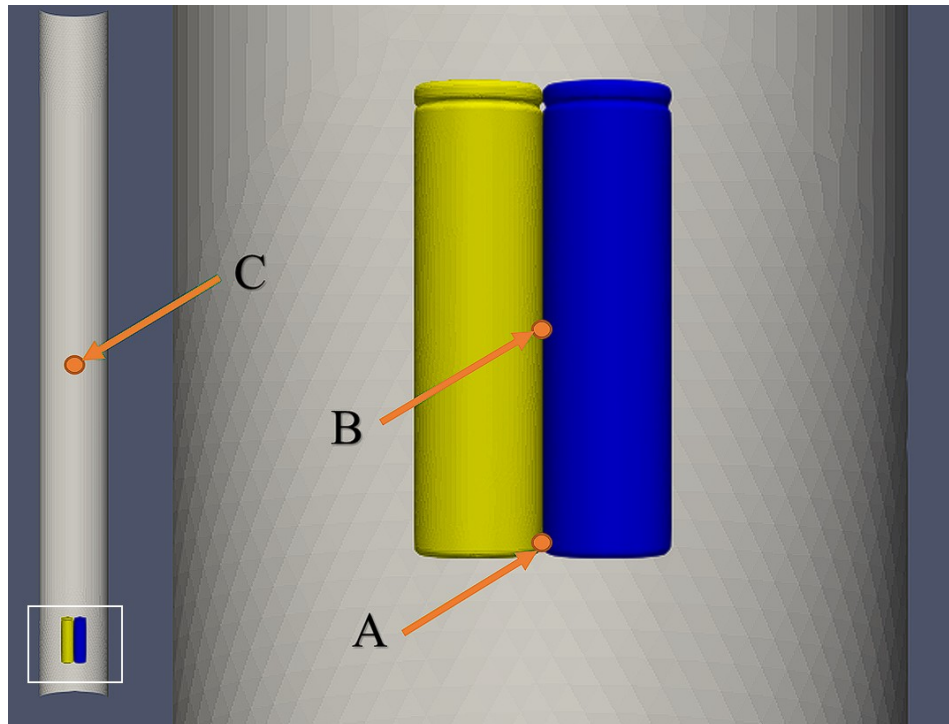
Figura 5.9 – Pontos considerados para o teste de malha.



Fonte: Autoria própria.

Após a definição da quantidade de refinamento da malha das células, iniciou-se a testagem de malha do domínio do fluido. Nesse caso, o tamanho dos volumes que compõem a célula é mantido constante, variando apenas o refinamento da malha do fluido. Para o prosseguimento do teste, para estabelecer malhas mais refinadas, configurava-se apenas parâmetro de dimensão máxima para cada volume da malha. Os resultados do teste de malha foram obtidos por meio da comparação do campo de velocidades em três distâncias do eixo z distintas, conforme apresentado na Figura 5.10. Essas regiões representam pontos importantes acerca do escoamento do problema, sendo a entrada do canal formado entre as células, o ponto médio do canal formado pelas células e o ponto médio do volume de controle.

Figura 5.10 – Pontos considerados para o teste de malha.



Fonte: Autoria própria.

Visto a importância do tempo de simulação de um problema, os resultados dos testes de malhas realizados serão dispostos em relação à taxa de refinamento, número de volumes e tempo de simulação. Destaca-se que em todos os casos, optou-se pela utilização da malha tetraédrica, visto que este tipo de malha é capaz de “contornar” melhor superfícies arredondadas, como é o caso das células.

5.4.5. Especificações de máquina e softwares utilizados

A realização do trabalho se baseou na utilização do *software* CFD *open source* OpenFOAM. Com a maior vantagem de ser um *software* gratuito sem limitações de utilização, conforme discutido anteriormente, o OpenFOAM é amplamente difundido em diversos tipos de trabalhos presentes na literatura. Tendo em vista o problema discutido no presente trabalho se baseia em um problema de transferência de calor tridimensional em regime permanente, os parâmetros utilizados nas simulações realizadas são apresentados na Tabela 5.3. Para as simulações em questão, ressalta-se a utilização de uma tolerância de $10e-5$ para o coeficiente convectivo e velocidade, além da utilização do algoritmo SIMPLE para os cálculos iterativos do modelo.

Além do OpenFoam, o *software* SALOME foi utilizado para desenvolvimento da geometria e geração de malha, posteriormente implementada no *software* CFD.

Tabela 5.3 – *Softwares* e solvers utilizados nas simulações.

<i>Software</i> CFD	OpenFOAM 2206
<i>Software</i> geometria e malha	SALOME 9.9.0
Solver	chtMultiRegionsSimpleFoam
Algoritmo de acoplamento pressão e velocidade	SIMPLE

Fonte: Autoria própria.

Em se tratando de métodos computacionais, as especificações do equipamento são parâmetros protagonistas na determinação do tempo de simulação. Parâmetros como número de núcleos, frequência do processador e capacidade de armazenamento de memória volátil ditam a velocidade dos cálculos como também o grau de refinamento de malha tolerado pelo equipamento. Visto a importância dessas variáveis, a disponibilização das especificações da máquina utilizada para as simulações tem grande valia para outros pesquisadores que desenvolverão trabalhos similares no futuro. Para o trabalho em questão, as especificações da máquina utilizada são apresentadas na Tabela 5.4. Destaca-se que o sistema operacional utilizado foi o Microsoft Windows 10 operando em conjunto com o Ubuntu versão 20.04 por meio da utilização da ferramenta WSL (*Windows Subsystem for Linux*).

Tabela 5.4 – Configuração da máquina utilizada.

Processador	Xeon 2690v4
Número de núcleos/threads	14/28
Frequência máxima, Ghz	3,2
Capacidade de memória RAM, Gb	40
Sistema operacional	Windows 10 (Ubuntu 20.04)

Fonte: Autoria própria

5.5. DESENVOLVIMENTO DO EXPERIMENTO

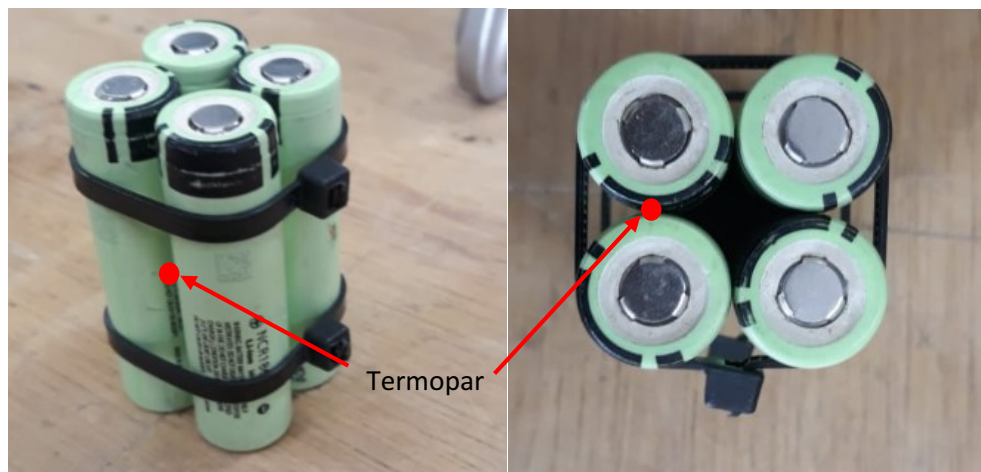
5.5.1. Construção da estrutura

A partir da constatação do padrão de repetição a cada agrupamento de 4 células e consequente definição do problema, iniciou-se o processo de desenvolvimento do experimento, em termos de aparato necessário e parâmetros a serem medidos. De forma a nortear o processo, foi estabelecido como finalidade para o experimento, a validação do modelo computacional CFD

desenvolvido. Dentre os principais parâmetros que poderiam ser estabelecidos para validação do modelo, tendo em vista a motivação do trabalho, optou-se pela coleta da temperatura superficial da célula.

Devido à limitação de espaço e com o objetivo de não influenciar no escoamento do canal formado entre as células, optou-se por retirar a temperatura superficial no ponto de contato entre as duas das quatro células. O ponto de contato escolhido, além de ter menor interferência no escoamento, é o ponto em que se espera maior elevação de temperatura, o que faz com que as incertezas de medição nesse ponto tenham menos impacto em relação ao valor medido. Ainda, optou-se por medir a temperatura superficial apenas no ponto médio da célula, de forma a minimizar a leitura de outras fontes de calor, como os cabos e conectores de energia, que estão mais próximos dos limites inferior e superior da célula. Conforme apresentado na Figura 5.11, as células são aprisionadas por meio de duas fitas plásticas de pressão na qual as mantém na disposição desejada. A pressão exercida pelas fitas também mantém o termopar tipo K conectado na posição desejada sem a necessidade de utilizar fixadores adicionais.

Figura 5.11 – Arranjo e forma de fixação das células.



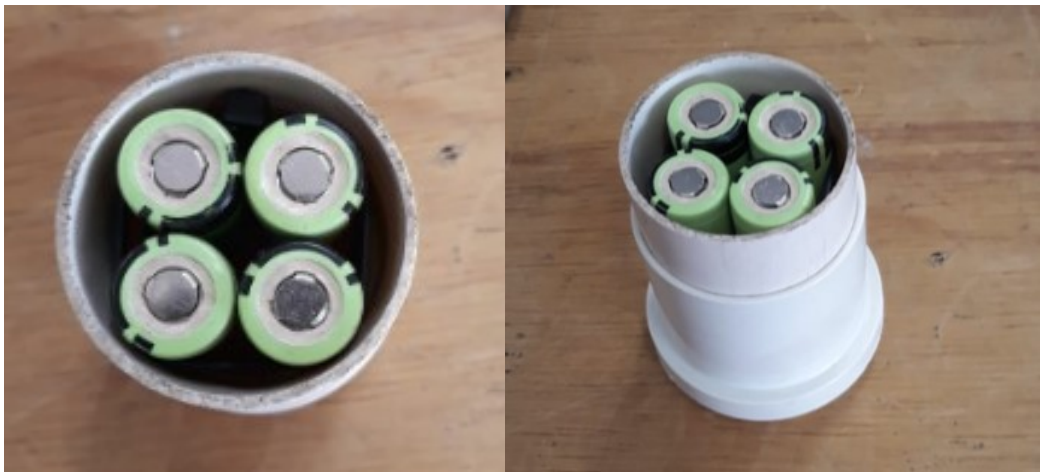
Fonte: Autoria própria.

Tendo em vista que o experimento visa a validação do modelo computacional e que características do escoamento não seriam o foco, optou-se em utilizar o ar como fluido de trabalho. Essa escolha também se baseou na dificuldade de montar um sistema de bombeamento de fluido líquido hermético em que a cada fim de experimento é necessário retirar as células e recarregá-las para dar início a outro experimento. Com a escolha do fluido, dois principais tipos de ventiladores foram testados para determinar o mais adequado ao experimento, sendo o axial

e centrífugo. Dentre as duas opções, devido à maior capacidade de suportar grandes perdas de carga, o modelo centrífugo, se mostrou mais adequado.

Partindo para o desenvolvimento da estrutura em que se dará o escoamento, foi decidido pela utilização de tubulações de PVC devido à maior manuseabilidade do material. O diâmetro interno da tubulação foi determinado de modo a acomodar as células com o mínimo de sobras possível, dessa forma não se distanciando tanto da aplicação real. Para o caso em questão, o diâmetro de 51 mm se enquadrou melhor para o caso, proporcionando um enclausuramento adequado além da superfície interna fornecer apoio lateral suficiente para manter as células em suspensão, conforme apresentado na Figura 5.12.

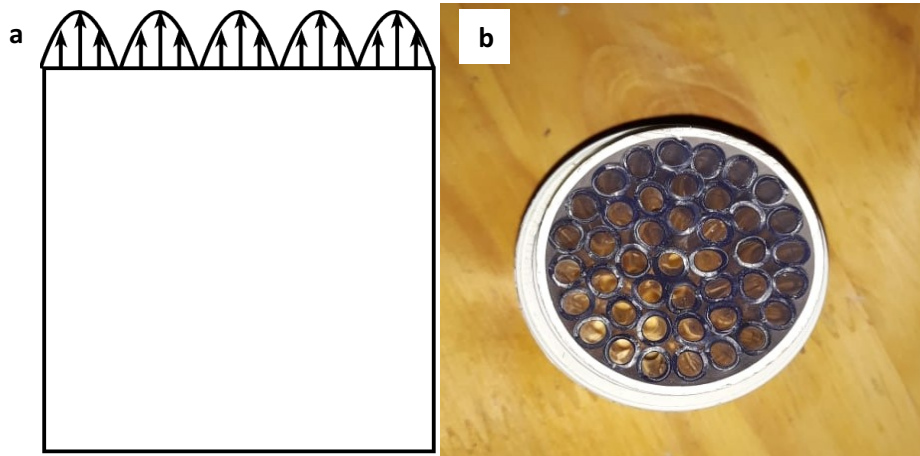
Figura 5.12 – Posicionamento das células dentro da tubulação.



Fonte: Autoria própria.

Visando aproximar as condições experimentais das condições estabelecidas no modelo computacional, tendo em vista que a caracterização de um escoamento a partir do ventilador centrífugo não é trivial, desenvolveu-se um dispositivo para uniformizar o escoamento. Esse dispositivo visa proporcionar um perfil de velocidades constante ao longo de toda a seção transversal que antecede as células, mesma condição considerada no modelo computacional. Uma possível construção desse tipo de dispositivo se dá a partir do preenchimento de um trecho da tubulação com tubos menores. Conforme apresentado na Figura 5.13(a), esses tubos menores ainda terão um perfil parabólico de velocidades, porém ocuparão uma porção muito menor do escoamento e como todos estes terão o mesmo perfil, é possível aproximar a um perfil uniforme para a tubulação maior. No caso do experimento, um trecho da tubulação de 51 mm foi preenchido com tubos menores de 4 mm de diâmetro interno, conforme se apresenta na Figura 5.13(b).

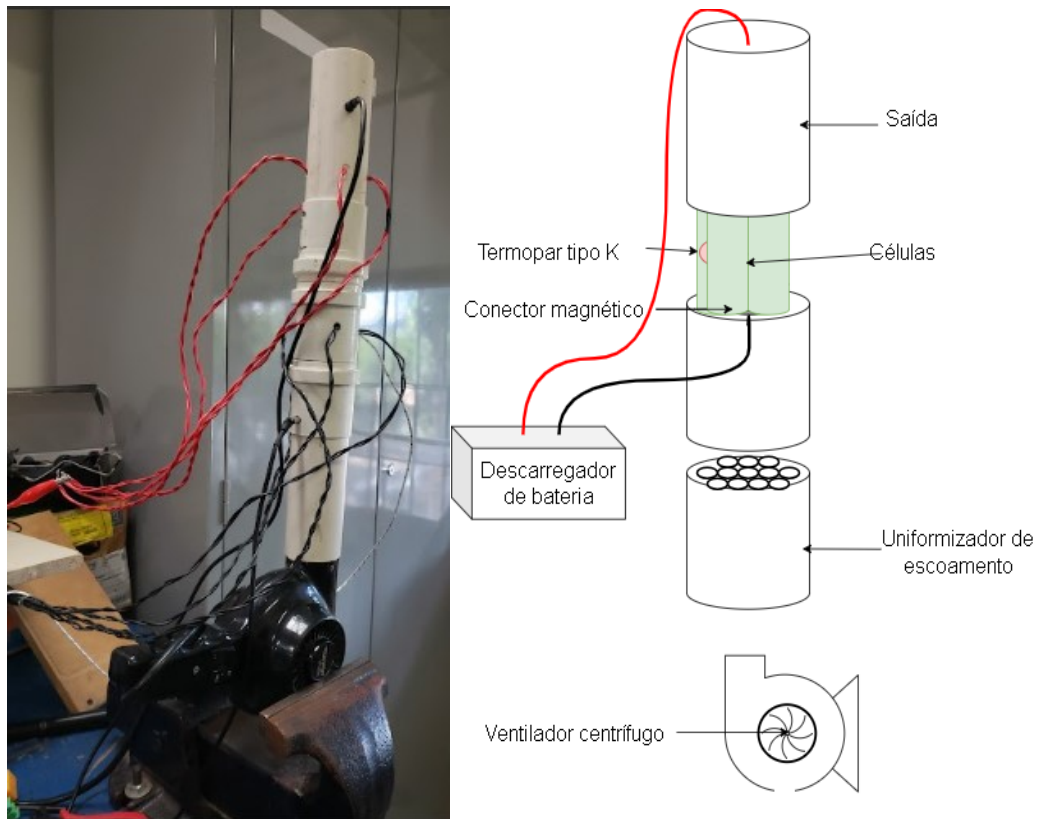
Figura 5.13 – Uniformização do perfil de temperatura (a) e disposição dos tubos dentro da tubulação (b).



Fonte: Autoria própria.

O restante da estrutura foi desenvolvido conforme apresentado na Figura 5.14. Destaca-se que foi utilizado um trecho de tubulação para acomodação da estrutura ao ventilador, seguido do trecho utilizado para uniformizar o escoamento. O trecho de tubulação que acomoda as células vem em seguida, e logo após é posicionado o último trecho cuja função é direcionar o escoamento e, através do prolongamento, evitar interferências com o ar ambiente. Destaca-se que furos foram feitos abaixo e acima da estrutura das células para passagem dos fios relativos ao sensor de temperatura e os fios de alimentação das células. A figura em questão apresenta o experimento construído utilizado nos testes. Ressalta-se que as dimensões dos trechos de tubulação descritos, partindo do ventilador centrífugo é 15 cm, 7 cm, 8,5 cm e 12,5 cm respectivamente.

Figura 5.14 – Aparato experimental utilizado.



Fonte: Autoria própria.

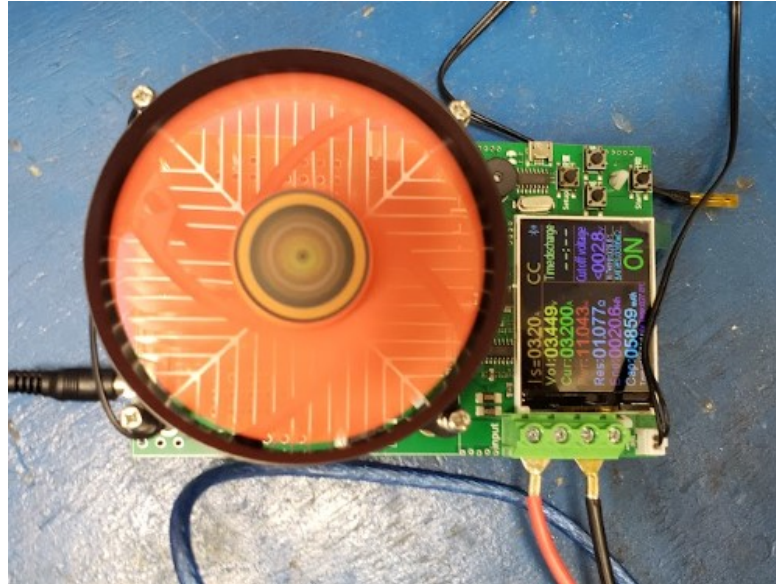
5.5.2. Aparato experimental e metodologia de extração dos parâmetros

Além do termopar utilizado na medição da temperatura superficial da célula, outros sensores foram empregados de forma a alimentar o modelo computacional com dados mais próximos da realidade. Para aferição da velocidade do escoamento e estabelecimento da vazão volumétrica proposta pelo ventilador, destaca-se a utilização de um anemômetro, modelo Testo 416. Outro termopar tipo K ligado a um termômetro, Minipa MT-401A, também foi utilizado para calibração do valor inicial considerado pela leitura do termopar em contato com as células. A calibração se deu pela correção do erro estático apresentado pelo sensor antes do início de cada experimento.

De forma a proporcionar o descarregamento das células, um descarregador de baterias, conforme apresentado na Figura 4.15, foi utilizado. O equipamento em questão é utilizado para atestar a condição de baterias de íons de lítio por meio do descarregamento contínuo até a completa descarga do dispositivo. No caso do experimento, o equipamento permite a função de descarga por corrente constante, o que permite a estimativa da potência dissipada em calor por meio da determinação da resistência interna. Outro parâmetro importante considerado durante

a realização dos experimentos é a tensão de operação das células, no qual foi determinado um valor mínimo em que o equipamento se desliga abaixo desse valor. Essa precaução é importante para evitar a deterioração prematura das células.

Figura 4.15 – Testador de bateria DL24P.



Fonte: Autoria própria.

Como o objetivo do experimento é coletar a temperatura da configuração de células em regime permanente e determinar a magnitude de elevação de temperatura, foi desenvolvido um aparato de coleta desses dados de forma contínua durante todo o experimento. O sistema de aquisição se baseia na utilização de um microcontrolador Atmega328 conectado a um computador para coleta dos dados em tempo real. O termopar foi conectado a um microcontrolador por meio de uma interface de leitura modelo MAX6675, cuja resolução de leitura é de 0,25 °C. Devido à baixa resolução da interface e ruído do sinal na leitura de temperatura, um filtro de sinal foi adicionado via código como forma de facilitar a observação da tendência de acomodação da temperatura. A formulação utilizada no filtro é apresentada na Equação 5.6, no qual a resolução de leitura é “virtualmente aumentada” sem interferir na leitura dos resultados. Tal recurso foi utilizado para contornar as grandes oscilações no valor de temperatura medido, dado à resolução do equipamento utilizado.

$$Valor_{antigo} = 0,75(Valor_{antigo}) + 0,25(Valor_{atual}) \quad (5.6)$$

Com a descrição de todos os equipamentos utilizados, o experimento se dá basicamente na leitura da temperatura superficial da célula até que este parâmetro se encontre em regime permanente. Todos os equipamentos utilizados no experimento são apresentados na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Lista de equipamentos utilizados.

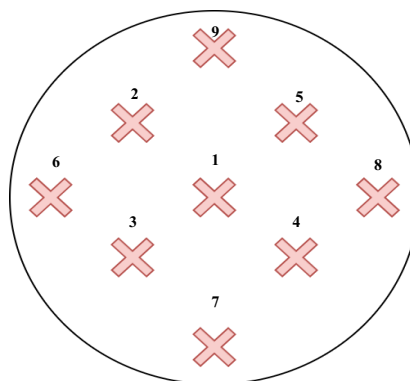
Equipamento	Tipo/Modelo
Anemômetro	Testo 416
Termômetro	Minipa MTA104
Termopar	Tipo K
Testador de bateria	DL24P
Microcontrolador	Atmega 328
Interface medidora de temperatura	Max6675
Computador	Lenovo Ideapad Flex 14

Fonte: Autoria própria.

A partir do montagem de toda a estrutura, apresentada na seção anterior, posicionamento dos sensores e preparação do sistema de captura de dados, o experimento é realizado a partir dos seguintes passos:

- Liga-se o ventilador e monitora-se a temperatura da célula até que esta não apresente variações na temperatura superficial. Durante esse período a velocidade do escoamento é aferida em nove diferentes pontos na saída da tubulação. Como forma de obter um valor médio de velocidade coerente as posições dos pontos de aferição são destacados na Figura 5.16;

Figura 5.16 - Pontos de aferição de velocidade.



Fonte: Autoria própria.

- Após a temperatura inicial da célula atingir o regime permanente, a temperatura interna da tubulação e da superfície da célula é aferida com o termômetro MINIPA. Os dados

coletados servirão para posterior calibração dos dados coletados pelo termopar conectado à célula;

- Com a aferição e calibração feita, inicia-se a gravação dos dados pelo computador. Juntamente, o descarregador de baterias, previamente configurado, é acionado. O experimento dá início nesta etapa;
- A etapa que ocorre durante toda a evolução do experimento se baseia na observação da evolução da temperatura superficial da célula e da tensão das células. Destaca-se que os dados de temperatura são lidos a cada intervalo de 5 segundos. Esta etapa só se encerra quando a temperatura alcançar o regime permanente ou a bateria estiver completamente descarregada. Ressalta-se que é considerado regime permanente quando a temperatura não varia significativamente durante um intervalo de 120 segundos;
- A última etapa se dá pela finalização da gravação dos dados e posterior desligamento dos equipamentos, testador de bateria e ventilador. Os dados obtidos são posteriormente tratados e analisados.

Devido à limitação de corrente do equipamento, foram realizados diversos testes sob a corrente máxima de descarga de 8A, o que equivale à taxa de descarga de 0,652C para a referida configuração. Ressalta-se que as incerteza de medição consideradas na medição da temperatura se baseou na resolução do equipamento MAX6675, sendo considerado o dobro da mínima escala. Neste caso, conforme já apresentado, sendo a resolução do equipamento em questão igual à 0,25 °C, a incerteza da medição de temperatura das células considerada é de $\pm 0,5$ °C.

5.6. ESTABELECIMENTOS DOS PARÂMETROS DE COMPARAÇÃO COMO O TRABALHO MOGHADDAM (2018)

A partir da validação do modelo computacional gerado, de forma a proporcionar um patamar de comparação com outras estratégias, o presente estudo buscou trabalhos na literatura que pudessem servir como material de apoio. Os trabalhos realizados deveriam estabelecer parâmetros de desempenho do sistema de resfriamento, como o gradiente de temperatura na célula e entre células e a potência consumida na promoção do escoamento do fluido, operando em regime permanente. A partir desses critérios, optou-se pela utilização do trabalho realizado por Moghaddam (2018)

De forma similar, o trabalho realizado pelo autor buscou avaliar o desempenho de diferentes sistemas de resfriamento, porém nesse caso o próprio autor modelou todos os sistemas testados. No trabalho em questão são comparados, sob condições de operação similares, os sistemas de

resfriamento com as estratégias de: *cold plate*, mini tubulações, *air cooling* e refrigeração direta com escoamento na direção radial das células. O autor também estudou a estratégia referente ao uso de PCM, porém a mesma foi desconsiderada devido às divergências na apresentação dos resultados em relação às demais. Ressalta-se que a modelagem de todos os sistemas consideraram um *pack* de 96 células.

Visando seguir o mesmo procedimento de apresentação de resultados, o modelo da estratégia já validado será submetido a condições de contorno similares às utilizadas pelo autor. No caso em questão, o fluido escolhido foi o mesmo do utilizado pelo autor para o caso da estratégia de resfriamento direto na direção radial, cujas propriedades foram apresentadas na Tabela 4.2. O autor estabelece a vazão do sistema a partir de um limite máximo de diferença de temperatura em uma célula, sendo esse valor de 5 K. Ainda, na maioria dos casos o autor considerou dois casos de geração de calor distintos, sendo um de 0,65W por célula e outro de 4,1W por célula, no caso da estratégia de resfriamento direto.

Destaca-se que as características das células de íons de lítio utilizadas no trabalho a ser utilizado para comparação não são as mesmas das células consideradas no trabalho, conforme apresentado na Tabela 5.6. De forma a minimizar possíveis desvios, os resultados da comparação serão apresentados em função dos parâmetros considerados pelo autor do trabalho base. É necessário ressaltar que as diferenças nas dimensões das células serão mantidas, ou seja, os resultados são apresentados em função do modelo já validado.

Tabela 5.6 – Diferenças entre as células utilizadas no estudo base e no presente estudo.

Parâmetros	Moghaddam (2018)	Presente estudo
Célula	21700	18650
Altura, mm	70	65
Diâmetro, mm	21	18
Condutividade térmica radial, W/mK	1	0,15
Condutividade térmica axial, W/mK	25	5,1
Calor específico, J/kgK	1000	727

Fonte: Autoria própria.

Ressalta-se que a diferença de dimensões apresentadas na Tabela 5.6 produz distorções na capacidade de troca de calor do sistema, que podem interferir na confiabilidade dos resultados apresentados. Tendo em vista a impossibilidade da alteração dos valores da célula utilizada no presente estudo, buscou-se alternativas que não invalidassem os resultados obtidos. A solução encontrada para o impasse apresentado foi a consideração de parâmetros conservadores para o

modelo, ou seja, todos os parâmetros de entrada do modelo que possuem diferenças em relação ao trabalho base, eram comparados com o mesmo trabalho e o parâmetro que apresentasse os piores resultados de desempenho era escolhido. Dessa forma, os resultados em relação à estratégia proposta apresentados na comparação a ser feita serão valores subjugados, de forma a não enviesar a performance da estratégia escolhida. As principais considerações feitas nesse sentido são:

- A consideração do mesmo valor de taxa de geração de calor por célula, tendo em vista que a célula com maiores dimensões, utilizada no trabalho base, terá maior superfície de troca de calor.
- A vazão mássica de fluido por canal foi calculada tomando como base as dimensões da maior célula, visto que a consideração das dimensões da célula menor resultam em maior velocidade do escoamento o que interfere na magnitude do coeficiente convectivo.

Destaca-se que o autor não determina a equação para calcular a potência de bombeamento. Dessa forma, a potência de bombeamento será obtida pela Equação 4.6, considerando uma bomba ideal. A vazão considerada para extração dos resultados do modelo computacional desenvolvido se baseará na Equação 4.7, considerando a mesma potência de bombeamento obtida pelo autor para os dois casos de geração de calor simulados. A potência de bombeamento se dá pela multiplicação da diferença de pressão, calculada pela perda de carga total do sistema, multiplicado pela vazão volumétrica total do sistema, dada pela soma da vazão volumétrica de cada canal. Ressalta-se que o regime de escoamento considerado se limita apenas ao escoamento laminar em cada canal.

$$P_{bomba} = \Delta p Q \quad (4.7)$$

sendo,

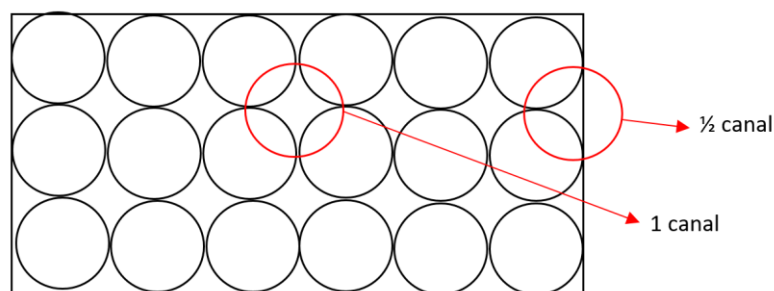
$$\Delta p = \left(\left(f \left(\frac{L}{D_h} \right) \left(\frac{v^2}{2g} \right) \right) N_{canais} + h \right) g \rho \quad (4.8)$$

$$f = \frac{64}{Re} \quad (4.9)$$

$$Q = N_{canais} v \frac{D_h^2 \pi}{4} \quad (4.10)$$

Devido às características da estratégia apresentada neste trabalho o modelo consiste na avaliação de apenas um canal do *pack*, visto que o mesmo pode ser replicado ao restante. Dessa forma, com o intuito de calcular a potência de bombeamento é preciso saber a quantidade de canais formados em um *pack* de 96 células. A determinação do número de canais foi determinada com a contabilização de um canal a cada agrupamento de quatro células e com a consideração de cada par de células localizadas na extremidade como meio canal, conforme apresentado na Figura 5.17. A partir dessa consideração foram calculados um total de 95 canais.

Figura 5.17 – Método de contagem do número de canais.



Fonte: Autoria própria.

Ressalta-se que, dada a presente configuração dos resultados obtidos e extrapolação para todo o *pack*, diferenças dos resultados do modelo e de um *pack* real são esperados nas bordas. Visto que o modelo se baseia em um cenário em que a célula está rodeada por outras células em aquecimento, a desconsideração das bordas, em que não há aquecimento, fazem com que os resultados se tornem pessimistas em comparação com os resultados esperados em um *pack* real.

6. ANÁLISE E RESULTADOS

No presente capítulo apresenta-se os resultados obtidos e as consequentes discussões levantadas por estes dados. Inicialmente há a definição da malha e do modelo de geração de calor da célula. Em seguida os resultados do modelo computacional a ser utilizado para validação com o experimento são dispostos, com a análise dos perfis de temperatura superficial e interna obtidos. Com os resultados experimentais, além da validação do modelo matemático por meio da diferença de temperatura superficial, também foi discutida a resposta transiente do sistema. Com a validação do modelo, seguiu-se com a análise de desempenho da estratégia de resfriamento de baterias, foco do estudo em relação às demais principais estratégias utilizadas atualmente.

6.1. PRÉ PROCESSAMENTO DO MODELO COMPUTACIONAL

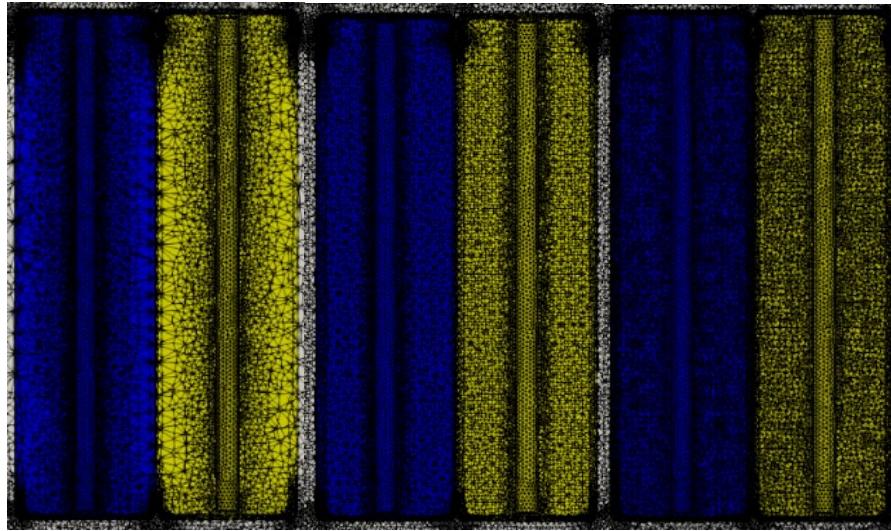
6.1.1. *Teste de malha*

De forma a estabelecer a malha que mais se adequa à solução do problema, tendo em vista o erro tolerável e as configurações da máquina utilizada para as simulações, realizou-se o teste de malha do modelo computacional gerado. Conforme já apresentado na metodologia, em se tratando de um domínio que possui dois subdomínios, sólido e fluido, um teste de malha foi realizado para cada um destes, sendo o primeiro o teste de malha para o sólido, representado pelas células. Ressalta-se que a metodologia de cálculo se deu pelo método GCI, por meio de valores estipulados somente para a realização do teste de malha, já que os dados experimentais não estavam disponíveis no momento da realização do teste de malha. Isso implica, conforme visto na Seção 2.9, que os erros estipulados para cada nível de malha tomarão como base um valor calculado que representa o resultado de uma simulação em que o espaçamento entre os nós do domínio discretizado tende à zero, conhecido como extrapolação de Richardson. No caso dos testes de malha realizados, em relação ao experimento, os únicos parâmetros divergentes são o calor gerado por cada célula e a temperatura ambiente, cujos os valores considerados nesse caso são 1,2 W e 298,15 K respectivamente.

O teste de malha das células se deu a partir da determinação de três níveis de refinamento de malha com espaçamentos próximos entre si. O nível de refinamento foi estipulado via *software*, no qual apenas o parâmetro referente à dimensão máxima do volume foi alterado. Ressalta-se que o valor desse parâmetro não é proporcional ao número de volumes, havendo a necessidade

de testagem de vários valores até alcançar o resultado de malha esperado. As três malhas geradas para o teste são apresentadas na Figura 6.1.

Figura 6.1 – Malhas utilizadas para o teste.



Fonte: Autoria própria.

Destaca-se que, conforme observado na Figura 6.1, o nível de refinamento produz um efeito de aumentar o número de camadas sob as superfícies interna e externa, o que garante maior precisão dos cálculos nessas regiões. Como previamente discutido, o nível de refinamento é medido pelo número de volumes utilizados para compor a geometria, quanto maior o número de volumes, mais refinada é a malha. A Tabela 6.1 apresenta também, além do número de volumes utilizados para modelagem de uma única célula, o número de passos e tempo necessário até convergência da simulação para cada nível de refinamento utilizado. Destaca-se o menor número de passos para convergência para a malha grosseira.

Tabela 6.1 – Impacto do nível de refinamento nos parâmetros da simulação.

Grau de refinamento	Nº de elementos	Steps para convergência	Tempo total, h
Grosseiro	185564	4000	3,29
Médio	340777	8000	7,73
Refinado	491392	10000	11,30

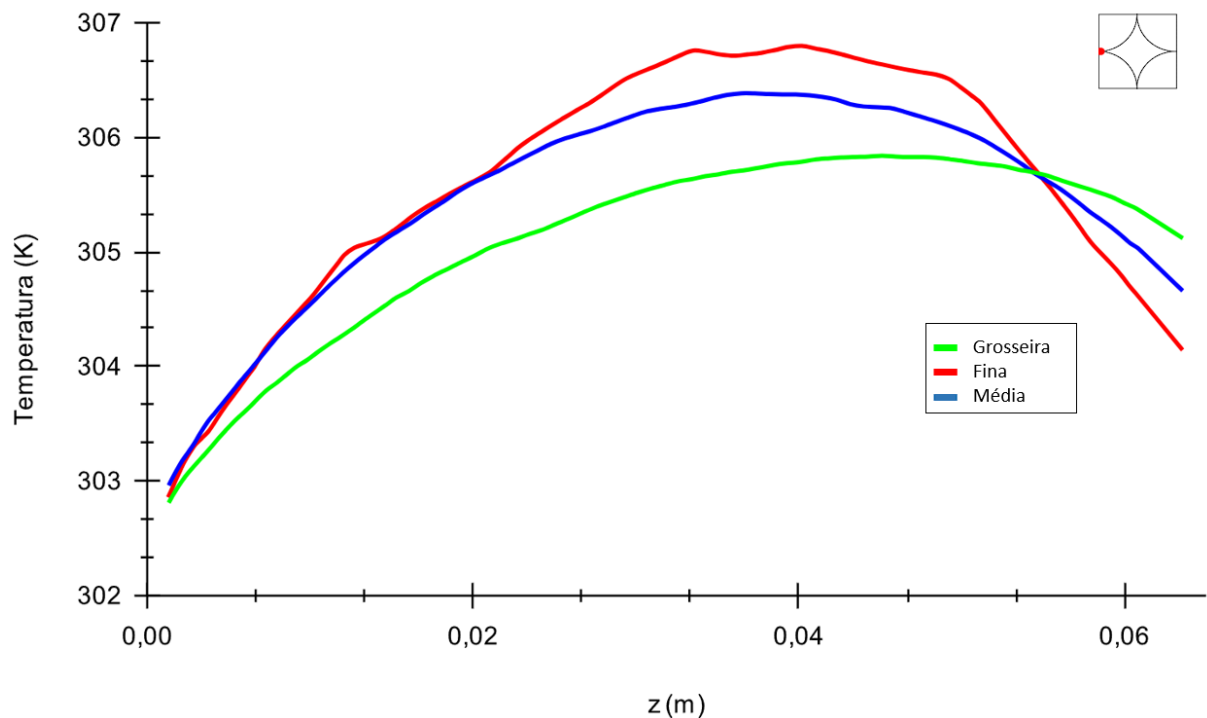
Fonte: Autoria própria.

Conforme apresentado na Tabela 6.1, o tempo de simulação aumenta consideravelmente com o aumento do refinamento da malha. Esse aumento de tempo além de consumir processamento da máquina por mais tempo, também acarreta no maior gasto energético do sistema por simulação. De forma a avaliar de forma completa as três malhas geradas, plotou-se resultados

na linha formada pelo contato entre células, apresentados na Figura 6.2. Ao analisar a curva de temperatura obtida nos três casos, nota-se a existência de um pico de temperatura próximo à metade da altura da célula, o que pode evidenciar os efeitos da anisotropia da condutividade térmica da célula. Nesse caso o pico ocorre devido ao fato de haver maior superfície de contato entre o fluido e o sólido na parte inferior e superior, favorecendo mais a troca de calor nessas regiões em relação à superfície lateral. Assim, além da troca de calor por convecção no interior do canal, a troca de calor por condução na direção axial também contribui no controle de temperatura, gerando o pico observado.

Em relação ao nível de refinamento, é possível observar uma tendência de aumento do valor do pico de temperatura, sendo esperado que o valor para uma malha com o maior nível de refinamento possível fique ainda acima da curva vermelha. Observa-se também um comportamento de deslocamento do pico de temperatura para valores menores de altura (z) conforme o aumento de refinamento, além de alterar o formato do pico, tornando-o menos suave. Ainda é observado um cruzamento dos valores entre malhas no trecho final da altura da célula, sendo que todas as curvas se encontram nesse ponto comum.

Figura 6.2 – Curvas de temperatura da célula ao longo do eixo z para cada grau de refinamento de malha.



Fonte: Autoria própria.

Além da análise comparativa na região de contato entre células, a análise quantitativa, pelo método GCI, foi feita a partir da captura do valor de temperatura no ponto médio da célula nas três localidades descritas na Figura 5.16. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Temperatura (K) nos pontos indicados para cada grau de refinamento.

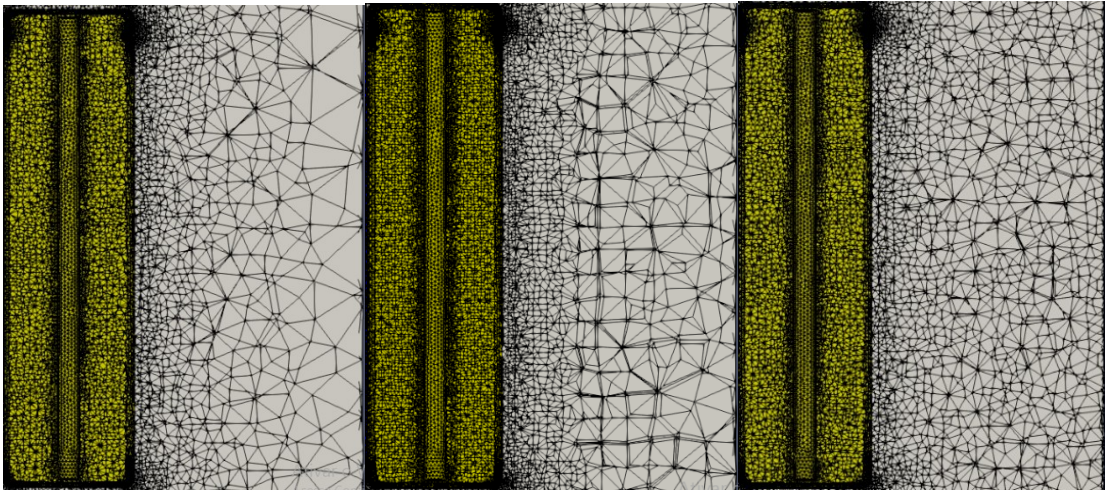
Ponto	Grossoiro	Médio	Refinado	Extrapolação Richardson
A	305,58	306,35	306,67	306,84
B	305,77	303,89	303,65	303,61
C	304,61	303,16	302,79	302,66

Fonte: Autoria própria.

A partir da análise dos resultados apresentados na Tabela 6.2, observa-se que a média do desvio entre as duas malhas mais finas é menor do que a média dos erros entre as malhas mais grosseiras, em relação ao valor obtido pela extrapolção de Richardson. Esse fato significa que o ganho do resultado da malha média em relação à malha grosseira é mais significativo que a perda em relação à malha fina. Ainda, a magnitude do erro entre o valor obtido pela malha média em relação à extrapolção de Richardson não passou de 0,5 K para os três casos testados. Somado a isso, conforme visto anteriormente o tempo salvo entre a utilização da malha média em relação à malha refinada é o equivalente a aproximadamente 13.000 s, o que representa quase 50% do tempo total de simulação nessa configuração. Nesse caso, a malha média foi escolhida tendo em vista que o erro médio em relação ao resultado ideal foi estimado em 0,39 K.

A partir da escolha da malha do subdomínio do sólido, partiu-se para o teste de malha do subdomínio referente ao fluido. Da mesma forma, o teste se deu para três diferentes malhas com graus de refinamento próximos. As três diferentes malhas podem ser melhor observadas a partir da apresentação da Figura 6.3.

Figura 6.3 – Malhas utilizadas para o teste.



Fonte: Autoria própria.

Assim como para as células, o grau de refinamento era definido pela alteração da variável relativa à máxima dimensão permitida de cada volume. Os dados relativos ao número de volumes, passos e tempo de convergência são apresentados na Tabela 6.3.

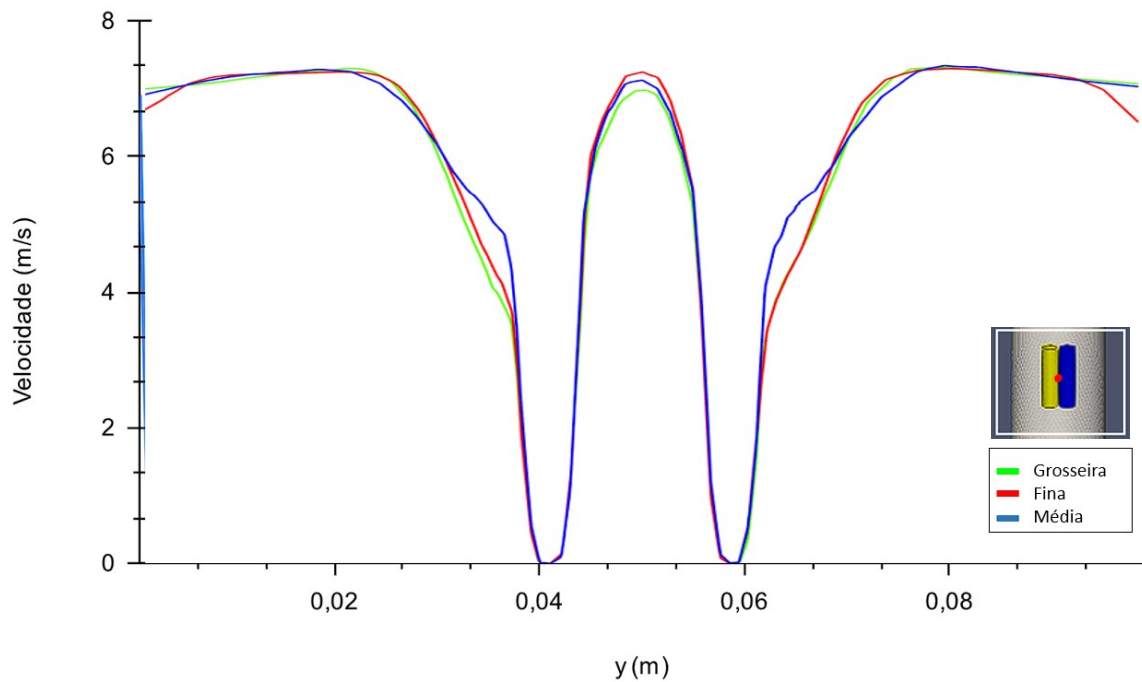
Tabela 6.3 – Impacto do nível de refinamento nos parâmetros da simulação.

Grau de refinamento	Nº de elementos	Steps para convergência	Tempo total, h
Grosseiro	794.931	8000	4,38
Médio	1.705.778	8000	7,73
Refinado	4.369.677	6000	14,40

Fonte: Autoria própria.

No caso do fluido, devido ao subdomínio em questão ocupar a maior parte do domínio de cálculo, a alteração do nível de refinamento gera mais impactos no tempo de simulação. Nesse caso o tempo de simulação aumenta 76,65% da malha grosseira para a média e 228,93% da grosseira para a fina. Diferentemente do caso anterior, a malha mais fina necessitou de 2000 passos a menos para convergência em relação às demais, porém o tempo de simulação gasto ainda se manteve muito acima das demais malhas. As curvas de velocidade das diferentes malhas no ponto médio do “canal” ($z = 0,033$ m) formado pelo agrupamento das quatro células são apresentadas na Figura 6.4.

Figura 6.4 – Curvas de velocidade para cada grau de refinamento de malha.



Fonte: Autoria própria.

Diferentemente do caso das células, a partir da análise comparativa das curvas apresentadas não são observadas diferenças entre as três, variando somente os picos de velocidades no centro, porém com mínimas diferenças entre todas as três malhas testadas. De forma a avaliar mais detalhadamente esse aspecto, os resultados do teste de malha, realizado em relação à velocidade em três diferentes pontos já destacados na Figura 6.4, são apresentados na Tabela 6.4.

Tabela 6.4 – Velocidade (m/s) nos pontos indicados para cada grau de refinamento

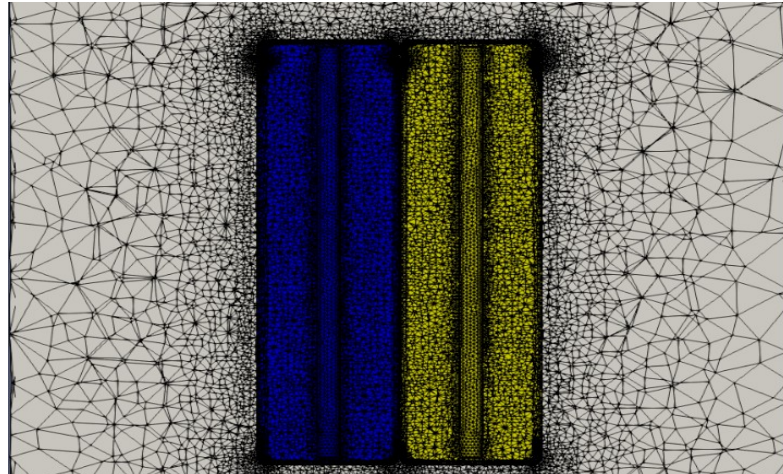
Ponto	Grosseiro	Médio	Refinado	Extrapolção Richardson
A	6,01	6,10	6,43	6,56
B	6,91	7,05	7,13	7,28
C	6,10	6,28	6,68	7,01

Fonte: Autoria própria.

Analisando os desvios relativos entre as duas das três malhas mais grosseiras e as duas das três malhas mais finas, observa-se que a diferença entre as mais grosseiras é mínima e o erro entre as mais refinadas também é pequeno. Isso quer dizer que a diferença entre a malha grosseira e a malha fina não é tão significativa como a diferença do tempo de simulação obtido para estes dois casos. Mesmo com a média dos erros da malha grosseira em relação à extrapolção de Richardson ser de 0,47 m/s, a diferença produzida na temperatura superficial da célula não é tão proeminente devido ao erro ser relativo ao pico da velocidade, sendo que as demais regiões

o erro é mínimo, conforme observado na Figura 6.4. Com isso, optou-se pela utilização da malha grosseira nesse caso devido ao ganho de tempo em relação às demais. Nesse caso, considerando ambos os testes de malha, a malha considerada na obtenção dos resultados é apresentada na Figura 6.5.

Figura 6.5 – Malha utilizada nas simulações.



Fonte: Autoria própria.

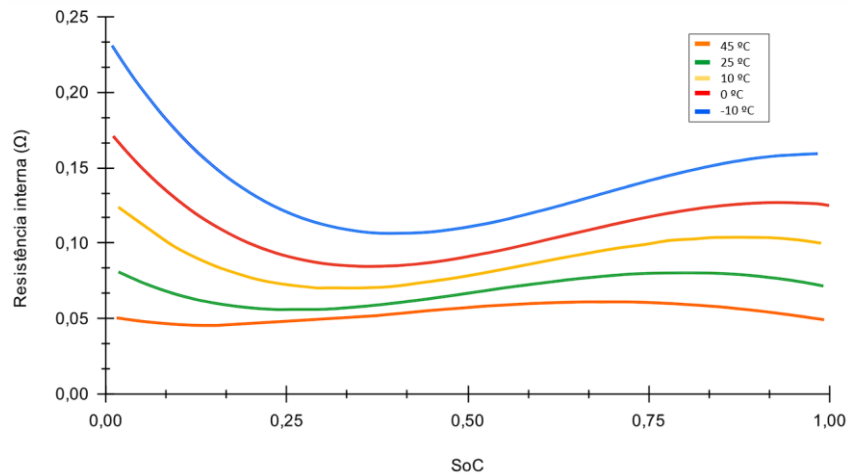
6.1.2. *Condições ambientais e determinação da geração de calor*

A correta determinação das condições iniciais a serem utilizadas no modelo computacional assegura a análise dos resultados obtidos pelo modelo não será em função desses erros. No presente trabalho, o modelo computacional é utilizado para dois fins, sendo o primeiro a validação do modelo por comparação com resultados experimentais. Já o segundo visa validar a estratégia de resfriamento da célula por meio da utilização do modelo em comparação com outros estudos. Ambos os casos possuem condições iniciais distintas, sendo que tais condições serão listadas no presente seção.

No caso da validação do modelo, de forma a minimizar possíveis fontes de erros provenientes da análise comparativa, todas as condições iniciais utilizadas no modelo computacional se baseiam nas condições aferidas antes do início de cada experimento. Dentre os parâmetros medidos e utilizados no modelo destacam-se a velocidade do ar ao longo da tubulação e a temperatura do ar na entrada do aparato experimental. De forma permitir a análise com ambos experimentos feitos, os valores dos parâmetros citados se baseiam na média dos dois experimentos.

Além das condições ambientais na entrada do modelo, o grau de aquecimento das células também foi determinado com base em medições experimentais, além dos dados do manual do fabricante da célula de bateria. Seguindo a metodologia apresentada na Seção 4.2 para determinação da resistência interna da célula NCR18650B, o resultado obtido por meio da utilização do manual já foi utilizado em material publicado, sendo apresentado na Figura 6.6. De forma a simplificar o cálculo da quantidade de calor gerado pela célula e tendo em vista que a célula quase completou o ciclo de descarga durante os testes, foi feita a média do valor resistência interna considerando a temperatura ambiente aferida no experimento. Ressalta-se que o calor gerado por cada célula foi calculado a partir da formulação apresentada na Equação 4.4, sendo a corrente considerada com o valor aferido durante os experimentos.

Figura 6.6– Resistência interna modelada.



Fonte: Pires Jr. *et al.* (2023)

Os principais dados utilizados para a obtenção dos resultados utilizados para a validação do modelo computacional são sumarizados na Tabela 6.5.

Tabela 6.5 – Parâmetros iniciais para simulação de validação.

Velocidade do fluido na entrada, m/s	5,94
Temperatura do fluido na entrada, K	304,95
Calor gerado por célula, W	0,28
Fluido de trabalho	ar

Fonte: Autoria própria.

Acerca da segunda parte, relativo à validação da estratégia, a comparação da estratégia foi feita utilizando o estudo apresentado por Moghaddam (2018) como base. A partir das considerações feitas, a sumarização das principais condições iniciais a serem utilizadas no modelo são

apresentadas na Tabela 6.6. Ressalta-se que como a análise é feita para um agrupamento de 4 células, a potência de bombeamento foi calculada pela divisão da potência total do *pack* de 96 células pelo número de canais formados no *pack*.

Tabela 6.6 – Parâmetros iniciais para simulação de validação.

Potência bombeamento, W	1E-4 e 1E-2
Temperatura do fluido na entrada, K	293,15
Calor gerado por célula, W	0,65 e 4,1
Fluido de trabalho	Novac 774

Fonte: Autoria própria.

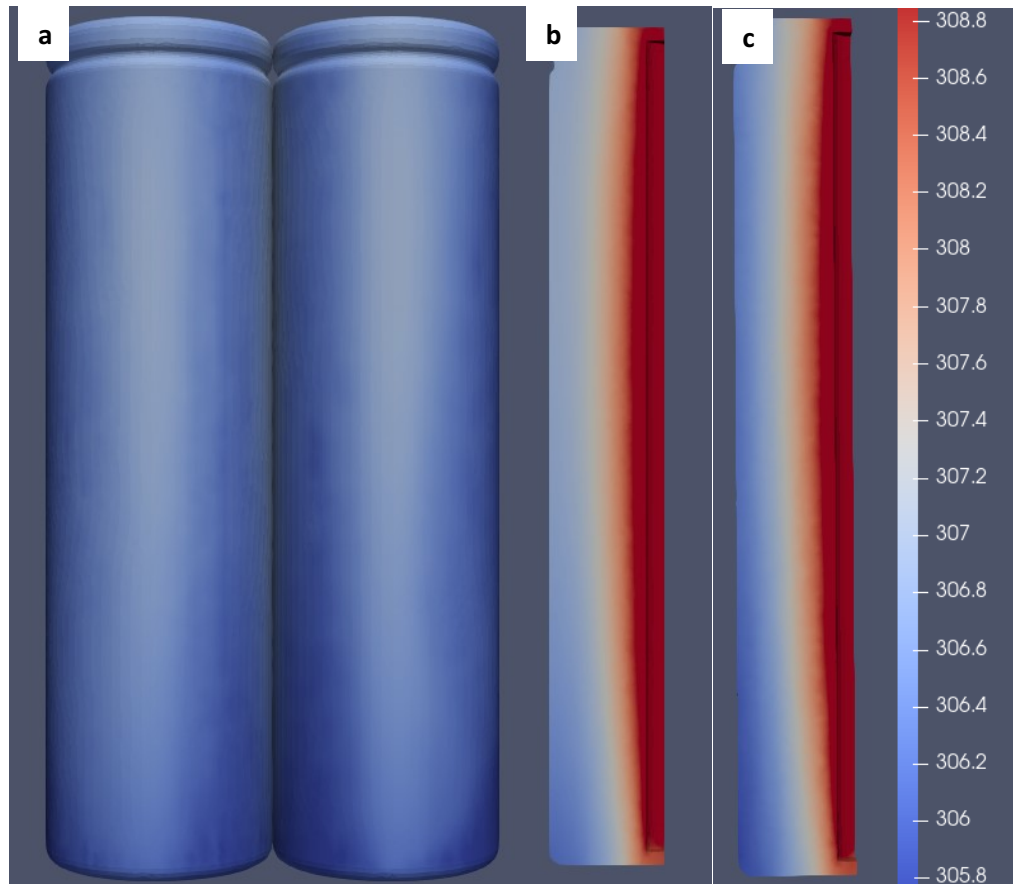
6.2. RESULTADOS DO MODELO COMPUTACIONAL

Um modelo computacional é suscetível a erros devido à aproximações feitas devido à discretização do problema e também a não contemplação completa do fenômeno a ser estudado. Com isso, de forma a aferir o quão próximo os resultados apresentados pelo modelo estão em relação ao fenômeno real, deve-se realizar a validação desse modelo. A validação do modelo normalmente ocorre com a comparação dos resultados em relação a um experimento em que os principais parâmetros são medidos. A partir da validação do modelo, o mesmo pode ser utilizado para obtenção de resultados para aplicações sob diferentes condições iniciais e de contorno, no caso do presente estudo, a utilização para a avaliação da estratégia com a utilização de um fluido dielétrico.

Os resultados do modelo apresentados se basearam nas mesmas condições iniciais obtidas no experimento. Destaca-se que, antes da comparação com os dados experimentais, foi feita a análise dos resultados baseando-se nos conceitos físicos do problema. Primeiramente, conforme apresentado na Figura 6.7, os perfis de temperatura externo e interno à célula dentro do quadrante do canal formado pelos dispositivos armazenadores. A partir da análise da Figura 6.7, observa-se que ao longo grande parte da célula a temperatura se eleva com a variação positiva da posição, com ligeira queda quando a altura atinge valores próximos ao máximo. Tal fenômeno está em conformidade com a teoria, já que conforme a troca de calor ocorre nos patamares mais baixos da célula, a temperatura do fluido de trabalho se eleva, o que diminui sua capacidade de absorção de calor ao longo do restante da altura. No trecho final, a temperatura cai, visto que o fluido de trabalho encontra maior superfície de troca calor com a

soma da parte superior da célula, sendo que em localidades logo abaixo da superfície superior a condutividade térmica contribui para a queda dessa temperatura.

Figura 6.7 – Perfil de temperatura superficial (a) e interna na direção do contato entre células (b) e no ponto médio do escoamento (c).

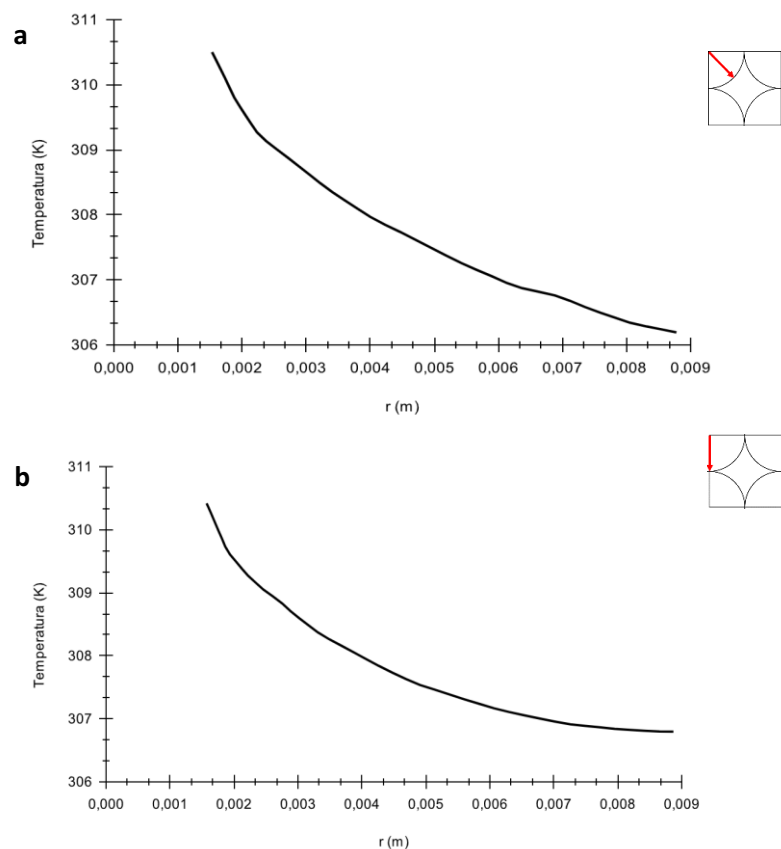


Fonte: Autoria própria.

Focando a análise na Figura 6.7(a), ao analisar a superfície externa da célula com foco no canal formado, percebe-se que as regiões de maior temperatura são as que fazem contato com as outras células (retiradas da imagem nesse caso para melhorar a visualização dos resultados). Isso é esperado já que essas regiões não estão em contato direto com o fluido. De modo a somar à análise, as Figuras 6.7 (b) e 6.7(c) apresentam o perfil de temperatura interno das células na região de contato entre célula e no ponto médio no qual a distância para o centro do escoamento é mínima, respectivamente. A partir da análise do perfil de temperatura interno para os dois casos, fica claro que a região central da célula nesse tipo de estratégia aquece mais em relação às demais, visto que os efeitos convectivos não estão tão presentes nessa região, podendo-se ainda constatar a queda de temperatura próximo ao trecho final da altura da célula.

De forma a possibilitar a avaliação do perfil de temperaturas internas nas regiões citadas, obteve-se a curva de temperatura em função do raio de medição, conforme apresentado na Figura 6.8. Ao se analisar as duas curvas é possível constatar que ambas apresentam o formato esperado seguindo o desenvolvimento teórico apresentado em Kakaç (1993). No caso da Figura 6.8(a), a curva representa a evolução da temperatura do centro até a superfície externa da célula em contato com o fluido. Já a Figura 6.8(b) representa a curva de elevação da temperatura interna da célula até o ponto de contato com outra célula, não havendo contato com o fluido nessa parte. Da mesma forma, como o núcleo não foi modelado, a temperatura só é medida de 0,009 m, o ponto de contato entre células, até 0,0015 m, configurando como a parede externa do núcleo da célula.

Figura 6.8 – Curva de temperatura interna na direção do ponto médio do escoamento (a) e na direção do contato entre células (b).

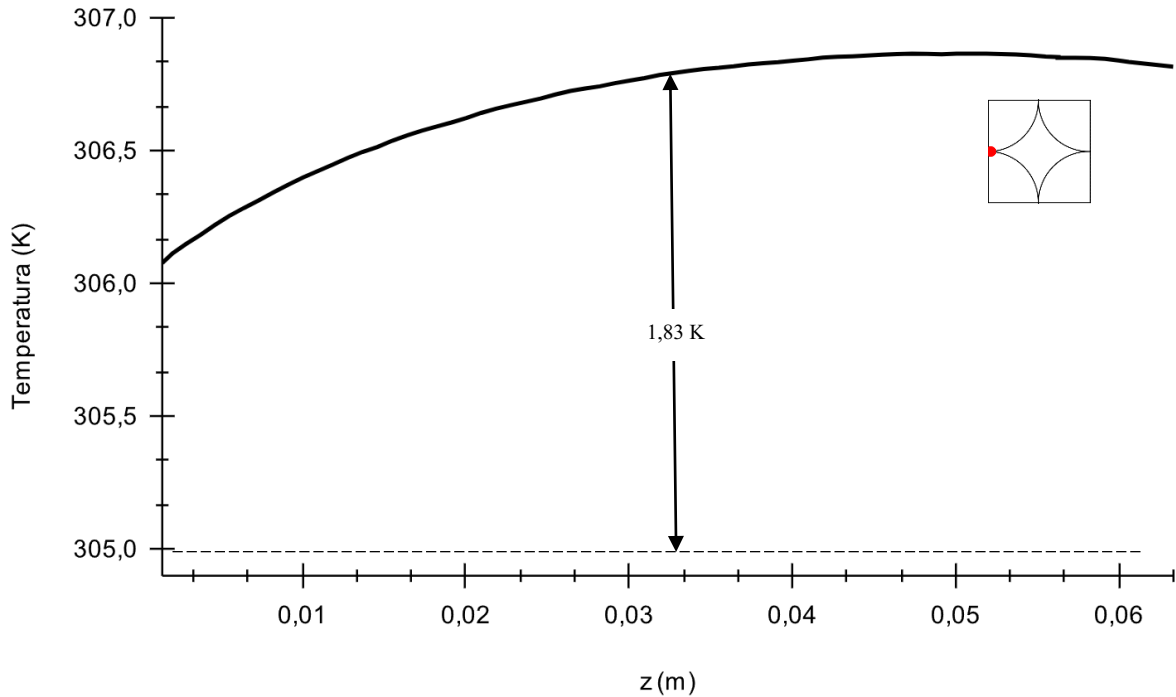


Fonte: Autoria própria.

Conforme discutido anteriormente, a validação do presente modelo computacional se baseará na comparação da elevação de temperatura do ponto médio de contato entre células quando o sistema atinge regime permanente. O resultado obtido pelo modelo no ponto de contato

indicado é apresentado na Figura 6.9. A figura em questão apresenta a curva de temperatura ao longo da altura da célula (eixo z) na interface de contato entre células.

Figura 6.9 – Perfil de temperatura superficial em relação à altura na região de contato entre células.



Fonte: Autoria própria.

A partir da obtenção do perfil de temperatura superficial do modelo, para os parâmetros de entrada considerados, é possível estabelecer uma linha de validação do resultado apresentado, comparando-o com outro método de extração de resultados, como por exemplo a validação experimental. Como já descrito na metodologia, os ensaios experimentais utilizados para confrontar os resultados do modelo computacional se baseiam na medição da temperatura superficial no ponto médio de contato entre células. Ou seja, espera-se que o valor obtido no experimento seja próximo de 1,83K, valor obtido pelo modelo computacional na condição descrita. Como não há medição de temperatura em outros pontos, a partir da validação do modelo computacional, será considerado que os perfis de temperatura obtidos pelo modelo são representativos em relação aos perfis reais.

6.3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Conforme já discutido anteriormente, os experimentos realizados têm o objetivo de estabelecer um parâmetro como base para validação do modelo computacional desenvolvido. Os experimentos foram realizados seguindo os passos descritos na Seção 4.4.2. Destaca-se que os experimentos realizados têm como objetivo mensurar a magnitude da elevação de temperatura para uma certa taxa de descarga definida para as células em utilização.

Conforme descrito na metodologia, antes do experimento se iniciar, com o aparato posicionado, apenas o ventilador é acionado por um certo período de tempo visando reduzir/cessar possíveis gradientes de temperatura existentes. Nesse meio tempo, a vazão do escoamento é medida por meio do uso de um anemômetro. A vazão, posteriormente utilizada como dado de entrada do modelo, é calculada pela média dos nove pontos de velocidades mensurados, de acordo com a Figura 5.16. As velocidades medidas dos pontos indicados e a média obtida para cada um dos dois experimentos realizados são apresentadas na Tabela 6.7.

Tabela 6.7 – Aferição da velocidade (m/s) do escoamento nos pontos indicados.

Ponto de medição	Experimento 1	Experimento 2
1	7,4	6,9
2	6,6	6,6
3	6,4	6,4
4	6,1	6,3
5	6,0	6,0
6	5,7	5,5
7	4,5	5,9
8	4,8	4,4
9	5,5	5,8
Média	5,89	5,98

Fonte: Autoria própria.

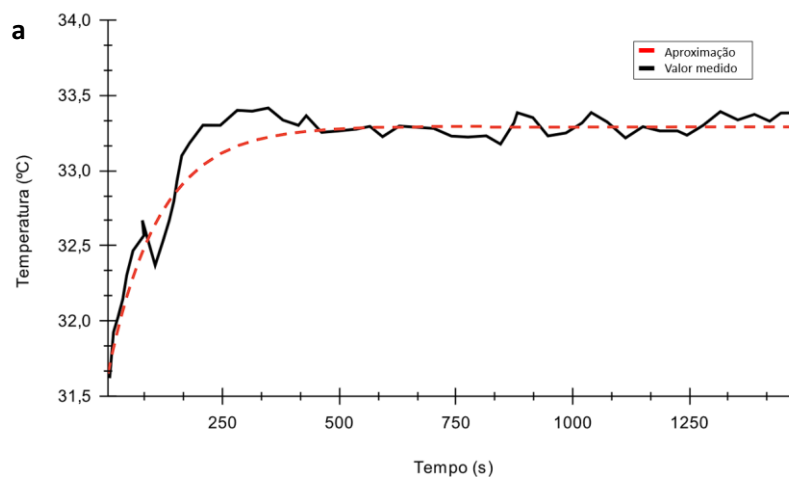
Conforme observado na Tabela 6.7, a média da velocidade na saída da tubulação para os dois experimentos se manteve próximo ao valor de 6 m/s. É possível notar que, conforme esperado, a velocidade no centro da tubulação é maior em relação às demais. Da mesma forma, as velocidades aferidas em pontos mais próximos à borda da tubulação possuem menor magnitude, o que pode ser justificado pelo fenômeno de não deslizamento do escoamento na superfície interna da tubulação. Destaca-se ainda que diferenças nos valores entre experimentos são vistas devido a erros relacionados ao posicionamento do equipamento pelo operador, visto que não havia nenhum tipo de equipamento para auxílio da realização desta tarefa.

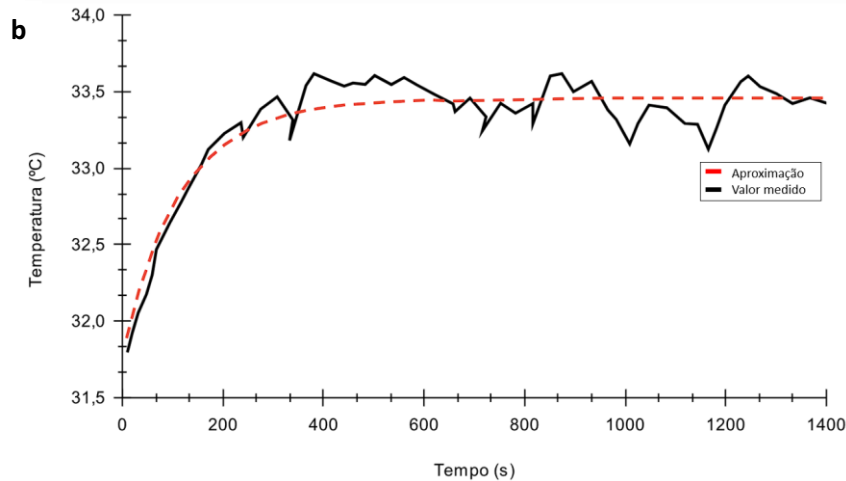
Após a aferição da vazão de ar, o termopar tipo K, conectado à célula, foi calibrado utilizando um termômetro. Devido à resolução do termômetro ser de 1 °C, a calibração, feita via código no computador, ficou limitada à essa resolução. Destaca-se que, no caso do testador de bateria, a máxima corrente de descarga atingida foi de 8 A o que, considerando que todas as células do teste estão nas mesmas condições, resulta em 2 A de descarga para cada célula. Os testes foram realizados com a corrente máxima visando estabelecer a maior evolução de temperatura possível, o que minimizaria a influência dos erros associados à medição desse parâmetro.

O início do experimento se dá no momento do acionamento do dispositivo testador de bateria, no qual a corrente de 8 A passa a circular pelas células. Concomitantemente, o sistema de captura da temperatura se inicia, tendo um intervalo de captura de cinco segundos. O objetivo do experimento se baseia na captura de dois patamares de temperatura em regime permanente, sendo o primeiro o início no qual nenhuma taxa de descarga é aplicada e o segundo no qual há uma taxa de descarga de 2 A para cada célula. Devido a esse método, a curva de resposta transiente do sistema também é capturada, apesar de não ser o foco do presente estudo.

Conforme já mencionado anteriormente, dois experimentos foram realizados em dias distintos visando aumentar a confiabilidade dos resultados expressados. Os resultados obtidos para cada experimento são apresentados na Figura 6.10. A partir da curva obtida, traçou-se uma aproximação utilizando como base uma equação de transferência de primeira ordem. Como análise inicial, nota-se que a diferença de temperatura inicial obtida entre os dois experimentos é menor que 0,5 °C, o que reduz a influência da temperatura inicial em eventuais disparidades observadas. O valor da temperatura inicial registrado nos experimentos também será utilizado como dado de entrada para o modelo computacional.

Figura 6.10 – Evolução da temperatura ao longo do tempo.





Fonte: Autoria própria.

Em análise mais aprofundada da Figura 6.10, observa-se que ambos experimentos apresentaram curvas da evolução de temperatura similares entre si. Observa-se que, no primeiro experimento, para uma taxa de descarga de 2 A, o equivalente a 0,625C, por célula resultou em um aumento médio de 1,75 °C no ponto médio de contato entre células. Para o caso do segundo experimento, sob as mesmas condições de descarga, foi obtida uma elevação de temperatura média de 1,65 °C no mesmo ponto. Conforme já mencionado, esses parâmetros de elevação de temperatura serão os principais dados a serem confrontados com os resultados obtidos pelo modelo computacional durante o processo de validação.

A diferença de valores observada pode ter relação com diversas hipóteses, concentradas nos aspectos do termopar, experimento e a forma de coleta de dados. A hipótese mais provável está na diferença do posicionamento do termopar entre experimentos, o que pode influenciar também no grau de contato proporcionado ao termopar e as superfícies das células. A comparação entre os dois experimentos resulta em um desvio de 0,1 °C, o que representa 5,9% de desvio em relação ao valor obtido, além de estar coberto pela incerteza de medição dada à resolução do equipamento utilizado.

Conforme já visto, os resultados numéricos apresentados na Seção 6.2, apontam que a elevação de temperatura média nesse ponto é de 1,83 K. Ainda, conforme discutido anteriormente, a partir da curva fica destacada a queda de temperatura no trecho final da altura da célula. A partir da análise da Figura 6.10 e dos dados apresentados na Tabela 6.8, é observado que a elevação da temperatura obtida nas simulações é de 1,83 K, 0,13 K a mais do que a média dos dois experimentos. Essa diferença representa 7,65% de erro quando comparado com a média obtida nos experimentos.

Tabela 6.8 – Resultados do experimento.

Experimento	Valor, K	Delta, K	Erro, %
1	1,65	0,18	10,91
2	1,75	0,08	4,57

Fonte: Autoria própria.

Diversas fontes de erros podem ter contribuído para a magnitude do desvio entre os resultados obtidos em relação ao resultado do modelo computacional. As fontes de erros partem tanto do teste experimental, quanto do modelo computacional, sendo que as principais hipóteses estão relacionadas à erros associados à medição dos parâmetros além da divergência dos parâmetros termofísicos utilizados na caracterização das células. No caso do experimento, a diferença da distância do ponto de medição do termopar em relação ao ponto retirado dos resultados da simulação e a incerteza de medição intrínseca ao termopar configuram como as principais fontes de erro do lado experimental. Já em relação ao modelo, além do erro associado ao nível de refinamento de malha, cita-se como principal fonte de erro possíveis divergências em relação às propriedades térmicas e físicas consideradas para a célula do modelo e as células utilizadas no experimento. Em se tratando da utilização de modelos computacionais, uma margem de erro menor que 10% para este tipo de problema não acarreta em desvios importantes da projeção da temperatura, o que indica que o modelo computacional desenvolvido possui confiabilidade adequada, considerando o experimento apresentado.

Devido ao experimento ter capturado todo o aquecimento das células até o regime permanente, é possível estabelecer uma análise do sistema em regime transiente. Inicialmente, constata-se que o sistema atinge o regime permanente em aproximadamente 600 segundos a partir de um degrau de geração de calor. Em ambos os experimentos é possível notar a ocorrência de um sobressinal, principalmente na curva relativa ao primeiro experimento, no qual houve um sobressinal de 0,2 °C. De forma a estabelecer um ponto de partida para futuras análises do regime transiente do aparato experimental, a curva obtida foi aproximada à uma função de transferência de primeira ordem no domínio do tempo, conforme apresentado na Figura 6.10. As equações equivalentes para ambos os experimentos são apresentadas nas Equações 5.1 e 5.2. A partir da análise destas equações é possível constatar o menor intervalo de tempo para alcançar o regime permanente obtido no primeiro experimento, traduzida na menor constante de tempo obtida. A diferença observada pode ter se dado pelas mesmas hipóteses elencadas para a diferença de elevação de temperatura, porém nesse caso os fatores apontados podem agir na curva de resposta do termopar. Deve-se ressaltar que toda a análise transiente deve levar em consideração a utilização de um filtro de sinal, conforme já descrito anteriormente.

$$T_{célula} = 31,55 + 1,75(1 - e^{t/110}) \quad (6.1)$$

$$T_{célula} = 31,8 + 1,65 \left(1 - e^{\frac{t}{120}}\right) \quad (6.2)$$

A partir da metodologia experimental apresentada, resultados podem ser obtidos para diversas condições de descarga e escoamento. Uma possível vertente é a utilização das equações obtidas nessas diversas condições de operação para o desenvolvimento de algoritmos de controle do sistema de resfriamento de células em tempo real, à exemplo do controle PID. Tal estratégia pode ser fundamental para minimizar o gasto energético do sistema e garantir a operação das células em um regime que garanta a maior vida útil deste.

6.4. AVALIAÇÃO DA ESTRATÉGIA POR MEIO DA UTILIZAÇÃO DE UM FLUIDO COMERCIAL

As características positivas apresentadas acerca da estratégia de resfriamento direto com escoamento na direção axial, buscou-se comparar tal estratégia com as demais já amplamente validadas e utilizadas. De forma a possibilitar tal comparação direta com outras estratégias, utilizou-se como base para comparação o trabalho realizado em Moghaddam (2018). Conforme apresentado na Seção 4.6, a metodologia do teste se baseou na consideração dos mesmos parâmetros utilizados no estudo, com ressalvas em relação à dimensão das células utilizadas no estudo base e na presente comparação. Devido a impossibilidade do atendimento da equivalência de todos os parâmetros, estes parâmetros que não puderam ser equivalentes foram determinados a partir da escolha da variável que apresentasse o pior desempenho. Dessa forma os resultados apresentados nesta comparação são conservadores em relação aos resultados de uma comparação ideal. Ressalta-se novamente que os resultados a serem apresentados levam em conta a extrapolação dos resultados para um *pack* de 96 células.

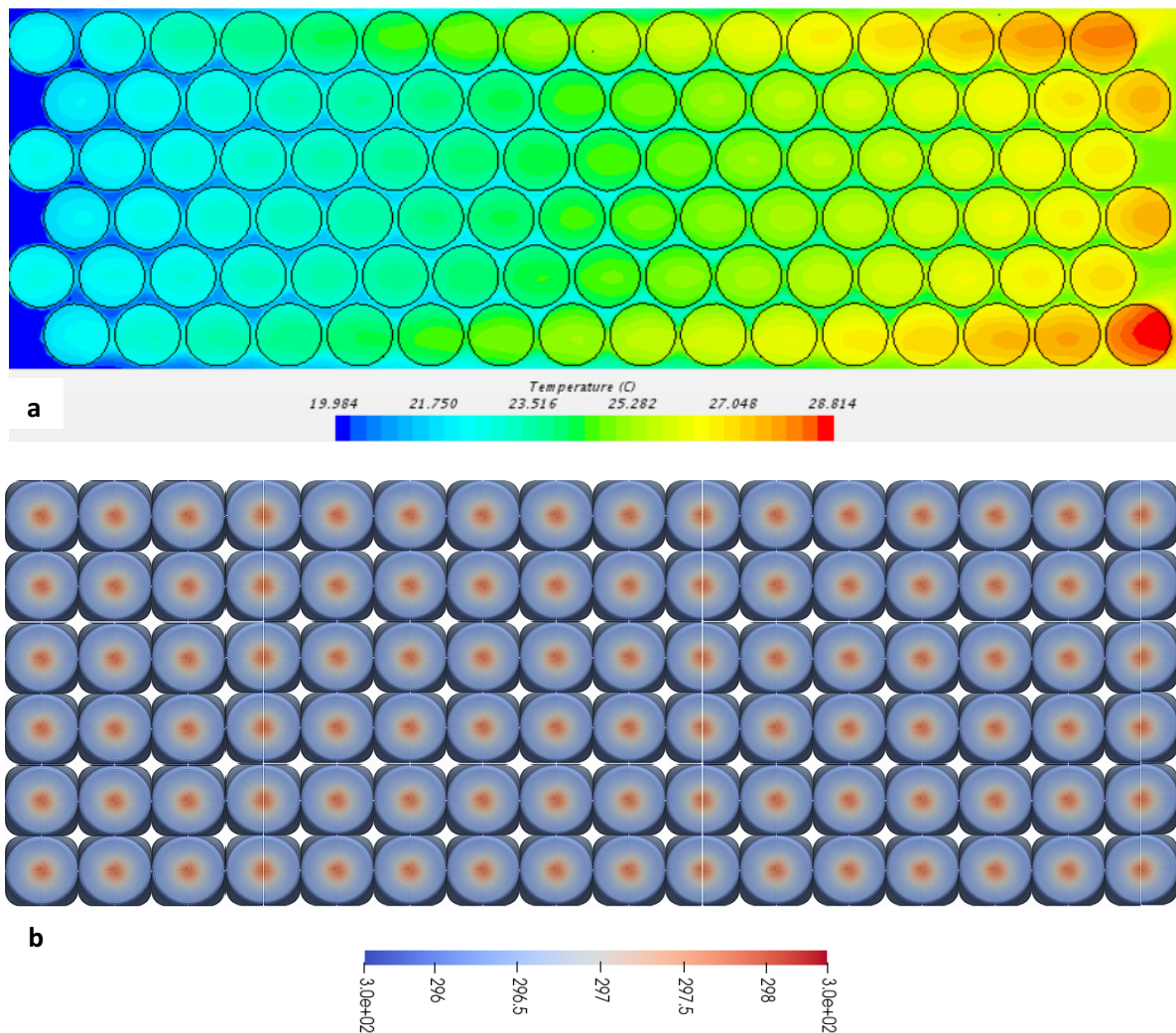
Visto que, dentre as estratégias apresentadas no estudo base, a estratégia de resfriamento direto na direção radial se sobressaiu em relação às demais em todos os parâmetros e que todos os parâmetros da simulação utilizados se baseiam na estratégia em questão as comparações visuais serão feitas em relação à esta estratégia. Conforme visto no trabalho base, duas taxas de descarga são utilizadas, 0,65 W e 4,4 W, sendo ambas utilizadas na comparação. Ainda,

destaca-se que a mesma potência de bombeamento definida pelo trabalho base foi utilizada no presente modelo.

6.4.1. Resfriamento direto axial x radial (0,65 W por célula)

A Figura 6.11 apresenta a comparação das duas estratégias para a taxa de geração de calor de 0,65 W por célula determinada a partir de uma taxa de descarga equivalente à 1C.

Figura 6.11 – Distribuição de temperatura no *pack* para a estratégia de resfriamento direto na direção radial (a) e axial (b).



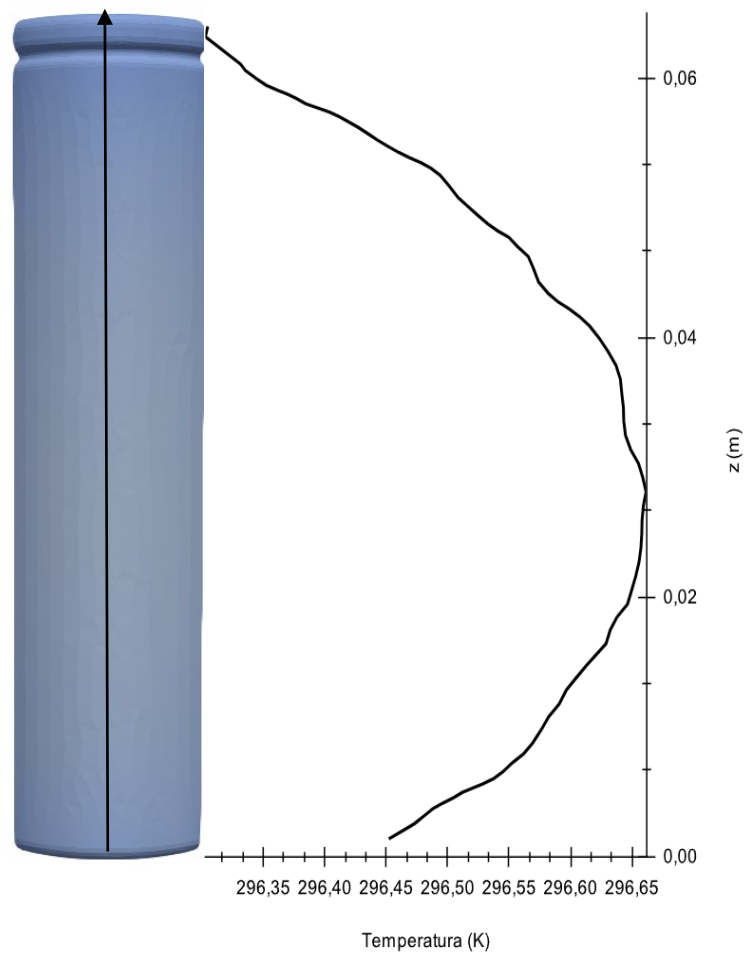
Fonte: Moghaddam (2018) e o Autor.

Conforme já discutido, devido às considerações e características da estratégia de resfriamento direto com escoamento na direção axial, foi simulado somente um quadrante de cada uma das quatro células que formam o canal, sendo que a partir da simulação de apenas um canal, os resultados obtidos podem ser extrapolados para todo o *pack*, conforme foi apresentado na

Figura 6.11. Conforme visto na Figura 6.11, como característica das estratégias de resfriamento na direção radial das células, apesar da maior capacidade de resfriamento e menores temperaturas vistas nas primeiras células, conforme o fluido escoar pelas células subsequentes, as temperaturas se elevam até chegar nas últimas células no qual a capacidade de troca de calor é prejudicada em relação às primeiras. No caso apresentado pelo estudo base, nota-se uma diferença aproximada de 6 K entre a célula mais fria e mais quente, visto que as células mais quentes se concentram nas bordas do *pack*. No caso da estratégia de resfriamento na direção axial, como espera-se as mesmas condições de escoamento e temperatura do fluido em todos os canais, idealmente não há diferença de temperatura entre células, o que garante o mesmo nível de degradação ao longo de todo o *pack*. Com relação à temperatura de cada célula, a estratégia na direção radial apresentou um intervalo de 295 K a 301 K enquanto a estratégia na direção axial apresentou uma média de temperatura de 297 K na extremidade superior para todas as células.

Ressalta-se que como vantagem da modelagem referente à estratégia de resfriamento direto na direção axial, devido à possibilidade de replicação dos resultados de um canal para todo o *pack*, modelos mais precisos em relação à célula podem ser desenvolvidos, como pode-se perceber em comparação com o modelo de célula desenvolvido no trabalho base. Modelos mais precisos permitem análises mais aprofundadas acerca da evolução da temperatura em qualquer ponto da célula, além dos efeitos da geometria real no escoamento. Ainda em se tratando de uma estratégia com fluxo de calor na direção axial é importante obter o gradiente de temperatura entre as extremidades da célula. O perfil de temperatura superficial em relação à altura é apresentado com a curva de maior gradiente na Figura 6.12. Observa-se que a temperatura na parte superior é menor do que a parte inferior cerca de 0,15 K. Tal fato se deve provavelmente à maior turbulência presente na parte superior que acaba superando a troca de calor no canal. Nota-se que a diferença de temperatura máxima ao longo da altura ocorre em relação à parte superior e a região central da célula e possui um valor igual à 0,36 K.

Figura 6.12 – Perfil de temperatura superficial da célula.

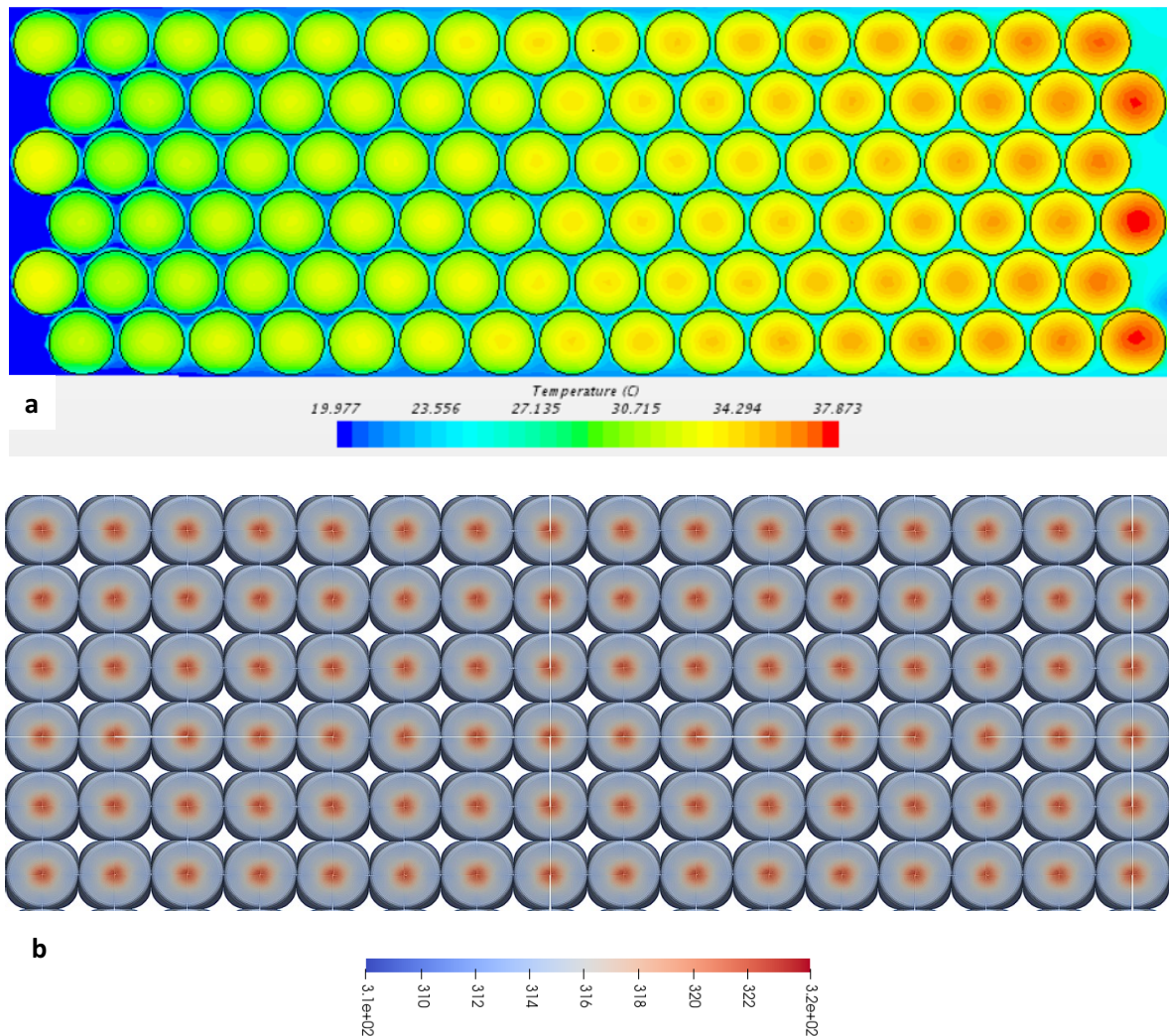


Fonte: Autoria própria.

6.4.2. Resfriamento direto axial x radial (4,4 W por célula)

Com o objetivo analisar a presente estratégia em relação à estratégia com os melhores resultados vistos no estudo base sob um regime de alta taxa de geração de calor, utilizou-se o regime de geração de calor equivalente a 4,4 W por célula. Assim como para o caso de 0,65 W de geração de calor, todas as condições do fluido e propriedades das células foram igualadas às do estudo base. Dessa forma a comparação visual do perfil de temperatura entre células é apresentado na Figura 6.13.

Figura 6.13 – Distribuição de temperatura no *pack* para a estratégia de resfriamento direto na direção radial (a) e axial (b).



Fonte: Moghaddam (2018) e o Autor.

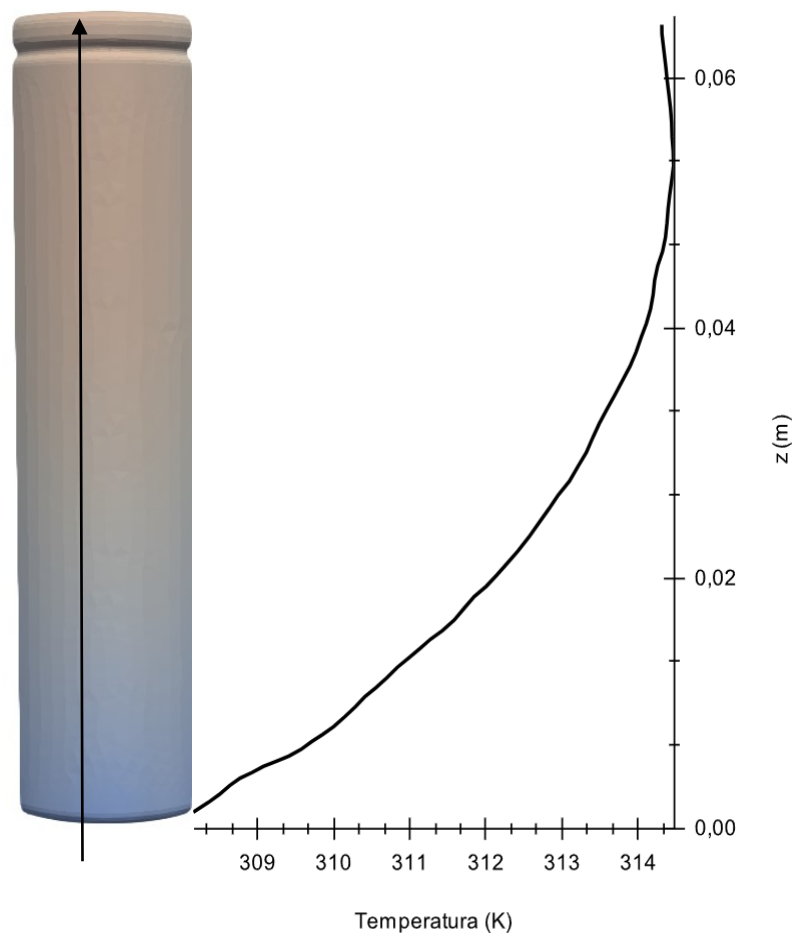
Como observado na Figura 6.13, assim como no caso apresentado para 0,65 W de geração de calor por célula, a estratégia com escoamento na direção radial das células possui a presença de um gradiente de temperatura entre as células localizadas próximas à entrada em relação à saída. Devido à alta taxa de descarga por célula, no caso apresentado a diferença de temperatura é ainda mais significativa, chegando a aproximadamente 10 K. Da mesma forma que o caso anterior, devido às características já explanadas, a estratégia com escoamento na direção axial idealmente não apresenta gradiente de temperatura entre células.

Em se tratando do gradiente de temperatura na célula, a estratégia com escoamento na região axial apresentou um gradiente do centro em relação às bordas de aproximadamente 7 K. Já a estratégia na direção radial apresentou um gradiente de temperatura de aproximadamente 4 K

no pior dos casos. Isso corrobora para o fato do escoamento na direção radial favorecer a troca de calor em uma célula, mantendo a temperatura desta mais uniforme, porém, como visto, em detrimento de uma maior diferença de temperatura entre células. Ainda, é possível apontar que para um regime de altas taxas de descarga, para uma mesma potência de bombeamento, a temperatura média das células da estratégia com escoamento na região axial é mais alta em relação à outra estratégia em aproximadamente 8 K.

Tendo em vista que em estratégias de escoamento na direção axial espera-se que haja um perfil de temperatura não uniforme em relação à altura da célula, é importante ter esse parâmetro justamente em regimes de alta taxa de geração de calor. Com isso, a curva de evolução da temperatura é rerepresentada na Figura 6.14. Conforme o esperado para uma alta taxa de geração de calor, a diferença de temperatura superficial é mais significativa se comparada ao caso anterior. No caso em questão foi observado uma elevação de temperatura de 2 K em relação à extremidade inferior e superior. Destaca-se que os pontos de menor e maior temperatura passaram a se concentrar nas extremidades, o que indica a maior influência de troca de calor por convecção dentro do canal.

Figura 6.14 – Perfil de temperatura superficial da célula



Fonte: Autoria própria.

6.4.3. Comparação de desempenho com as principais estratégias

Visando ampliar a comparação com as demais estratégias de resfriamento de células sob os mesmos parâmetros estabelecidos no trabalho base, os dados relativos ao desempenho destas são apresentados na Tabela 6.9. As estratégias de *cold plate*, *air cooling*, mini tubulações e ambas as estratégias de resfriamento direto são avaliadas em função da diferença de temperatura na célula, entre células e da potência de bombeamento para uma taxa de geração de calor por célula de 0,65W, o que representa uma taxa de descarga de aproximadamente 1C.

Tabela 6.9 – Comparação resultados obtidos no presente estudo em relação aos resultados apresentados no estudo base.

Parâmetro	<i>Air cooling</i>	<i>Cold plate</i>	Mini tubulações	Direto radial	Direto axial
ΔT célula, K	0,80	2,70	1,67	0,80	1,90
ΔT <i>pack</i> , K	5,2	4,9	5,0	6,0	0,0
Bombeamento, W	11	13E-3	2E-3	1E-4	1E-4

Fonte: Autoria própria.

A análise da taxa de descarga que ocorre na maior parte do tempo de condução de um veículo elétrico é de suma importância na escolha de uma estratégia. Nessa faixa de geração de calor é possível observar que as estratégias de resfriamento direto possuem ampla vantagem sobre as demais em relação à eficiência de operação, ditada pela potência de bombeamento. Como já discutido ao longo do trabalho, a manutenção dos menores valores de diferença de temperatura entre células é imprescindível para a maximização da vida útil do equipamento, visto que a partir de valores igual de temperatura ao longo do *pack* irá garantir a uniformização da taxa de perda de vida do equipamento, garantindo que nenhuma célula saudável será descartada. Com isso, levando em consideração que além da menor diferença de temperatura entre células e a menor potência de bombeamento, a estratégia de resfriamento direto com escoamento na direção axial ainda possui as características mais atrativas nesse caso.

Com relação aos casos extremos, em que haja a necessidade de altas taxas de descarga por parte da bateria, mesmo que sejam eventos esporádicos, os sistemas de resfriamentos devem ser projetados de forma a suportar tais condições. Tendo em vista esses regimes, a Tabela 6.10 apresenta os resultados de desempenho das principais estratégias de resfriamento simuladas no trabalho base. Ressalta-se que o autor utilizou a taxa de descarga em que o mesmo julgava ser a máxima taxa de descarga suportada pelo referido sistema de resfriamento com o intuito de manter a diferença de temperatura no *pack* igual a 5 K.

Tabela 6.10 – Comparação resultados obtidos no presente estudo em relação aos resultados apresentados no estudo base.

Parâmetro	<i>Air cooling</i>	<i>Cold plate</i>	Mini tubulações	Direto radial	Direto axial
Calor por célula, W	4,40	1,24	2,00	4,40	4,40
ΔT célula, K	5	5	5	5	11
ΔT <i>pack</i> , K	35,0	4,9	4,5	6,0	0,0
Bombeamento, W	3E3	55E-3	26E-3	10E-3	10E-3

Fonte: Autoria própria.

Conforme apresentado na Tabela 6.10, as estratégias de resfriamento indireto apresentaram seu limite em taxas de descarga muito menores em relação às demais, mesmo que, quando comparadas à estratégia de *air cooling*, possuem parâmetros de eficiência melhores. Em relação às estratégias de resfriamento direto, em ambos os casos apresentados tais estratégias se mostram como as mais eficientes. Neste caso, a estratégia com escoamento na direção axial apresentou alto gradiente de temperatura em uma célula, porém destaca-se que o valor utilizado nesse caso considera também o interior da célula, algo que não é citado em Moghaddam (2018). Visto que o caso apresentado refere-se a uma taxa de descarga equivalente a 2,5C, sendo uma taxa que não se sustenta por muito tempo, a potência de bombeamento poderia ser aumentada como forma de aumentar a troca de calor por convecção do sistema e diminuir o gradiente de temperatura em cada célula.

Mesmo com 5 K a mais de gradiente de temperatura entre células em relação à outra estratégia de resfriamento direto, a estratégia em questão ainda mantém um gradiente nulo de temperatura entre células, algo de suma importância para maximização da vida do *pack*. Em todos os dois casos de diferentes taxas de descarga apresentados, observa-se que o gradiente de temperatura em uma célula é maior na direção radial do que na direção axial. Tal fato pode ser justificado pela diferença dos valores da condutividade térmica nessas direções, que neste caso chega a 25 vezes. Esse fato também justifica a maior efetividade da troca de calor quando o fluido escoar ao longo da direção radial das células.

A partir da comparação feita, constata-se que a estratégia de resfriamento direto na direção axial possui parâmetros de desempenho superiores à maioria das estratégias, sendo a melhor escolha em se tratando da manutenção dos menores patamares de gradiente de temperatura ao longo do *pack*. Destaca-se ainda, que em *packs* de baterias reais, em que são dispostas mais de 4 vezes o número de células utilizadas na comparação, estratégias de resfriamento radial teriam ainda maiores gradientes de temperatura ao longo do *pack*, além da maior perda de carga devido ao aumento do número dessas células. Deve-se lembrar que a estratégia em questão teve seu desempenho “piorado” em relação às demais devido às diferenças nas dimensões das células utilizadas e, ainda sim configurou-se como a melhor estratégia para o caso da taxa de descarga de 1C. Ainda, levando em conta que as estratégias de resfriamento direto na direção radial e a estratégia de mini tubulações demandarem espaçamento entre células para que ocorra o escoamento do fluido de trabalho entre células, a estratégia de resfriamento direto na direção axial possui vantagens construtivas de forma a possibilitar o maior empacotamento das células cilíndricas. Tal característica é um parâmetro crucial na determinação da densidade de potência

do dispositivo armazenador que, conforme já apresentado, é um dos principais alvos de pesquisa da indústria.

7. CONCLUSÃO

Este trabalho apresenta uma metodologia de modelagem e avaliação de desempenho de um sistema de resfriamento direto de um *pack* de células de íons de lítio cilíndricas com escoamento do fluido na direção axial. Diante de vantagens levantadas por trabalhos na literatura acerca da utilização de sistemas de resfriamento direto, ainda há poucas informações de desempenho disponíveis para avaliação da estratégia. Tendo em vista a escassez de informações acerca do sistema em questão, o presente trabalho buscou se apresentar como mais uma fonte de consulta nesse aspecto.

Como um dos objetivos, um modelo baseado no método de volumes finitos computacional foi desenvolvido por meio do *software* OpenFOAM. A partir da utilização de modelos acerca da predição da quantidade de geração de calor por célula e da estimativa das propriedades térmicas da célula a partir de trabalhos disponíveis na literatura, o modelo desenvolvido foi confrontado com testes experimentais realizados. O desvio médio obtido entre o modelo e o experimento foi de 7,65% nas condições apresentadas. Considerando as condições do experimento e os erros esperados para um método de discretização, o modelo desenvolvido foi validado para utilização em análise mais aprofundadas acerca da estratégia. Ainda, sob as mesmas condições apresentadas, o *software* de código aberto OpenFOAM se mostrou uma ferramenta confiável para a realização de análises acerca de problemas envolvendo transferência de calor, além de lidar com propriedades térmicas anisotrópicas.

Com o modelo validado, aproveitando as propriedades extraídas da célula validada e as propriedades disponíveis no trabalho base, Moghaddam (2018), buscou-se avaliar o impacto de diferentes valores de condutividade térmica na estratégia de resfriamento. Os dois casos apresentados possuem diferença nas propriedades na ordem de 5 a 10 vezes entre si. Os resultados obtidos apontam uma diferença de 5 vezes no gradiente de temperatura interno e superficial. Os resultados apontam a necessidade do tratamento dos parâmetros de desempenho de qualquer sistema de resfriamento de baterias de forma individualizada, visto que as propriedades térmicas diferem de célula para célula.

A partir do trabalho de Moghaddam (2018) como base para as comparações, utilizou-se os dados obtidos no seu estudo para comparação com a estratégia modelada. Visto a diferença nas dimensões alguns dados foram modificados de forma a tornar a comparação mais justa possível. Dois casos de geração de calor por célula, 0,65 W e 4,1W, foram considerados na comparação dos parâmetros de gradiente de temperatura na e entre células, além da potência de

bombeamento. Ao analisar os resultados, nota-se que as estratégias com os melhores parâmetros para ambos os casos de geração de calor são as estratégias de resfriamento direto. Para uma mesma potência de bombeamento, a estratégia com escoamento na direção radial apresentou o menor gradiente de temperatura na célula, enquanto a estratégia com escoamento na direção radial apresentou o menor gradiente de temperatura entre células. Considerando a soma dos fatores, levando em consideração que os resultados foram subjugados devido a diferenças dos modelos considerados no trabalho e, principalmente, sob condições normais de operação, a estratégia desenvolvida no presente trabalho se mostrou a opção que preservaria a saúde por maior período de tempo, além de poupar grande parte da energia que seria destinada ao bombeamento do fluido. Deve-se levar em conta que a estratégia apresentada no trabalho permite maiores taxas de empacotamento das células, o que confere maior densidade de potência do *pack* em relação às demais estratégias.

Destaca-se que novas discussões podem ser desenvolvidas a partir do presente trabalho. Como possibilidade de trabalhos futuros destaca-se a análise de forma adimensional do problema, assim possibilitando a comparação com diferentes tipos de fluidos. Também pode ser discutido o gasto energético total em *packs* reais de baterias, que envolveriam quantidades muito maiores de células. Visto que o trabalho foi feito para células cilíndricas, a validade da estratégia pode ser testada em *packs* de baterias com diferentes geometrias de células. Por fim tendo em vista a necessidade de maior empacotamento das células, novas disposições podem ser avaliadas sob o uso da presente estratégia, como por exemplo, a verticalização dos *packs* por meio do empilhamento das células.

REFERÊNCIAS

- [1] ASEF, Ali; CHITSAZ, Iman; MADANI, Navid. Modeling and total cost optimization of battery thermal management system in a hybrid electric vehicle. *Journal of Energy Storage*, v. 52, p. 104844, 2022.
- [2] ASSIS, Rodrigo Furlan de. Modelagem baseada em agentes para a análise do processo de adoção de veículos elétricos no Brasil. 2022. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.
- [3] ATALAY, Selcuk et al. Theory of battery ageing in a lithium-ion battery: Capacity fade, nonlinear ageing and lifetime prediction. *Journal of Power Sources*, v. 478, p. 229026, 2020.
- [4] BAO, Yun; DONG, Wenbin; WANG, Dian. Online internal resistance measurement application in lithium ion battery capacity and state of charge estimation. *Energies*, v. 11, n. 5, p. 1073, 2018.
- [5] BOULANGER, Albert G. et al. Vehicle electrification: Status and issues. *Proceedings of the IEEE*, v. 99, n. 6, p. 1116-1138, 2011.
- [6] CAMARGOS, Pedro H. et al. Perspectives on Li-ion battery categories for electric vehicle applications: a review of state of the art. *International Journal of Energy Research*, v. 46, n. 13, p. 19258-19268, 2022.
- [7] CAMILLERI, Robert; SAWANI, Mahmoud. Prediction of the heat transfer coefficient in direct oil cooling of lithium-ion batteries. In: 2018 5th International Symposium on Environment-Friendly Energies and Applications (EFEA). IEEE, 2018. p. 1-6.
- [8] ÇENGEL, Yunus A.; GHAJAR, A. J. Transferência de calor e massa: uma abordagem prática 3. ed. 2009.
- [9] CHEN, Yuqing et al. A review of lithium-ion battery safety concerns: The issues, strategies, and testing standards. *Journal of Energy Chemistry*, v. 59, p. 83-99, 2021.
- [10] CHEN, Dafen et al. Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells. *Applied Thermal Engineering*, v. 94, p. 846-854, 2016.
- [11] DALLMANN, Tim; MENON, Aparna. Technology pathways for diesel engines used in non-road vehicles and equipment. International Council on Clean Transportation (ICCT): Washington, DC, USA, 2016.
- [12] DALLMANN, Tim; MENON, Aparna. Technology pathways for diesel engines used in non-road vehicles and equipment. International Council on Clean Transportation (ICCT): Washington, DC, USA, 2016.
- [13] DENG, Yuanwang et al. Effects of different coolants and cooling strategies on the cooling performance of the power lithium ion battery system: A review. *Applied Thermal Engineering*, v. 142, p. 10-29, 2018.
- [14] DOWDING, Kevin J. Overview of ASME V&V 20-2009 Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer. Sandia National Lab.(SNL-NM), Albuquerque, NM (United States), 2016.
- [15] DRAKE, S. J. et al. Measurement of anisotropic thermophysical properties of cylindrical Li-ion cells. *Journal of Power Sources*, v. 252, p. 298-304, 2014.
- [16] DU, Jiuyu; CHEN, Zhe; LI, Feiqiang. Multi-objective optimization discharge method for heating lithium-ion battery at low temperatures. *IEEE Access*, v. 6, p. 44036-44049, 2018.
- [17] DUBEY, Prahit; PULUGUNDLA, Gautam; SROUJI, A. K. Direct comparison of immersion and cold-plate based cooling for automotive Li-ion battery modules. *Energies*, v. 14, n. 5, p. 1259, 2021.

- [18] DUH, Yih-Shing et al. Characterization on thermal runaway of commercial 18650 lithium-ion batteries used in electric vehicles: A review. *Journal of Energy Storage*, v. 41, p. 102888, 2021.
- [19] EPA, Transportation, air pollution, and climate change (2022). Acessado em: 25 de Setembro 2023. Disponível em: <<https://www.epa.gov/transportation-air-pollution-and-climate-change>>.
- [20] ETT, Gerhard et al. Geração de energia elétrica distribuída a partir de célula a combustível. *Proceedings of the 4th Encontro de Energia no Meio Rural*, 2002.
- [21] ETXANDI-SANTOLAYA, Maite et al. Are electric vehicle batteries being underused? A review of current practices and sources of circularity. *Journal of environmental management*, v. 338, p. 117814, 2023.
- [22] EZEMOBI, Ethelbert et al. State of health estimation of lithium-ion batteries in electric vehicles under dynamic load conditions. *Energies*, v. 15, n. 3, p. 1234, 2022.
- [23] FALCONE, Morena et al. Lithium-Ion Battery Thermal Management Systems: A Survey and New CFD Results. *Batteries*, v. 7, n. 4, p. 86, 2021.
- [24] FAYAZ, H. et al. Optimization of thermal and structural design in lithium-ion batteries to obtain energy efficient battery thermal management system (BTMS): a critical review. *Archives of Computational Methods in Engineering*, v. 29, n. 1, p. 129-194, 2022.
- [25] GIERAS, Jacek F. Permanent magnet motor technology: design and applications. CRC press, 2002.
- [26] HANNAN, Mahammad A. et al. State-of-the-art and energy management system of lithium-ion batteries in electric vehicle applications: Issues and recommendations. *Ieee Access*, v. 6, p. 19362-19378, 2018.
- [27] HAYES, John G.; GOODARZI, G. Abas. *Electric powertrain: energy systems, power electronics and drives for hybrid, electric and fuel cell vehicles*. 2018.
- [28] HELMERS, Eckard; DIETZ, Johannes; WEISS, Martin. Sensitivity analysis in the life-cycle assessment of electric vs. combustion engine cars under approximate real-world conditions. *Sustainability*, v. 12, n. 3, p. 1241, 2020.
- [29] BERGMAN, Theodore L. *Fundamentals of heat and mass transfer*. John Wiley & Sons, 2011.
- [30] ISLAVA, Holden Alphonse. Radial vs. axial cooling for 18650 lithium ion battery cells. 2021. Tese de Doutorado. California State University, Sacramento.
- [31] KAYHANI, M. H.; NOROUZI, M.; DELOUEI, A. Amiri. A general analytical solution for heat conduction in cylindrical multilayer composite laminates. *International Journal of Thermal Sciences*, v. 52, p. 73-82, 2012.
- [32] KEIL, Peter et al. Calendar aging of lithium-ion batteries. *Journal of The Electrochemical Society*, v. 163, n. 9, p. A1872, 2016.
- [33] LAUNDER, Brian Edward; SPALDING, Dudley Brian. The numerical computation of turbulent flows. In: *Numerical prediction of flow, heat transfer, turbulence and combustion*. Pergamon, 1983. p. 96-116.
- [34] LEACH, Felix et al. The scope for improving the efficiency and environmental impact of internal combustion engines. *Transportation Engineering*, v. 1, p. 100005, 2020.
- [35] LI, Yang et al. Three-Dimensional Thermal Simulations of 18650 Lithium-Ion Batteries Cooled by Different Schemes under High Rate Discharging and External Shorting Conditions. *Energies*, v. 14, n. 21, p. 6986, 2021.
- [36] Lindsey, R. Climate change: Atmospheric carbon dioxide, NOAA Climate.gov, 2023. Disponível em: <https://www.climate.gov/news-features/understanding-climate/climate-change-atmospheric-carbon-dioxide> (Acessado: 1 de agosto de 2022).

- [37] LIU, Guanchen; ZHANG, Lijun. Research on the thermal characteristics of an 18650 lithium-ion battery based on an electrochemical–thermal flow coupling model. *World Electric Vehicle Journal*, v. 12, n. 4, p. 250, 2021.
- [38] LIU, Ya-Tao et al. Strategy of enhancing the volumetric energy density for lithium–sulfur batteries. *Advanced Materials*, v. 33, n. 8, p. 2003955, 2021.
- [39] LIU, Cheng et al. Deterioration mechanism of LiNi_{0.8}Co_{0.15}Al_{0.05}O₂/graphite–SiO_x power batteries under high temperature and discharge cycling conditions. *Journal of Materials Chemistry A*, v. 6, n. 1, p. 65-72, 2018.
- [40] LIU, Xiang et al. Thermal runaway of lithium-ion batteries without internal short circuit. *Joule*, v. 2, n. 10, p. 2047-2064, 2018.
- [41] LÖBBERDING, Hendrik et al. From cell to battery system in BEVs: Analysis of system packing efficiency and cell types. *World Electric Vehicle Journal*, v. 11, n. 4, p. 77, 2020.
- [42] MA, Haolin et al. Computational fluid dynamics and heat transfer analysis for a novel heat exchanger. *Journal of Heat Transfer*, v. 137, n. 5, p. 051801, 2015.
- [43] MALEKI, Hossein et al. Thermal properties of lithium-ion battery and components. *Journal of the Electrochemical Society*, v. 146, n. 3, p. 947, 1999.
- [44] MOGHADDAM, H.; MAZYAR, S. Designing battery thermal management systems (BTMS) for cylindrical Lithium-ion battery modules using CFD. KTH School of Industrial Engineering and Management: Stockholm, Sweden, 2019.
- [45] MORAN, Michael J. et al. *Fundamentals of engineering thermodynamics*. John Wiley & Sons, 2010.
- [46] MOUKALLED, Fadl. DARWISH, Marwan. *The finite volume method in computational fluid dynamics: an advanced introduction with OpenFOAM® and Matlab®*. Springer, 2016.
- [47] MURATORI, Matteo et al. The rise of electric vehicles—2020 status and future expectations. *Progress in Energy*, v. 3, n. 2, p. 022002, 2021.
- [48] NOELLE, Daniel J. et al. Internal resistance and polarization dynamics of lithium-ion batteries upon internal shorting. *Applied energy*, v. 212, p. 796-808, 2018.
- [49] NPARC. Examining spatial (grid) convergence (2021) NASA. Available at: <https://www.grc.nasa.gov/www/wind/valid/tutorial/spatconv.html> (Acessado em: 15/05/22).
- [50] ÖZİŞİK, M. Necati. *Heat conduction*. John Wiley & Sons, 1993.
- [51] PIRES Jr, Rodrigo A. et al. The Assessment of Electric Vehicle Storage Lifetime Using Battery Thermal Management System. *Batteries*, v. 9, n. 1, p. 10, 2023.
- [52] QIU, Wanda et al. Electric vehicle revolution and implications: ion battery and energy. *Engineered Science*, v. 20, p. 100-109, 2022.
- [53] RAIJMAKERS, L. H. J. et al. A review on various temperature-indication methods for Li-ion batteries. *Applied energy*, v. 240, p. 918-945, 2019.
- [54] RAMKUMAR, M. Siva et al. Review on Li-Ion Battery with Battery Management System in Electrical Vehicle. *Advances in Materials Science and Engineering*, v. 2022, 2022.
- [55] S. RANGARAJAN, Shriram et al. Lithium-ion batteries—The crux of electric vehicles with opportunities and challenges. *Clean Technologies*, v. 4, n. 4, p. 908-930, 2022.
- [56] REDONDO-IGLESIAS, Eduardo; VENET, Pascal; PELISSIER, Serge. Modelling lithium-ion battery ageing in electric vehicle applications—calendar and cycling ageing combination effects. *Batteries*, v. 6, n. 1, p. 14, 2020.
- [57] RODRIGUES, D. R. et al. Impacto do aumento da concentração de dióxido de carbono sobre o oídio da videira. *Workshop sobre mudanças climáticas e problemas fitossanitários*, Jaguariúna, 2012.

- [58] ROE, Charlotte et al. Immersion cooling for lithium-ion batteries—A review. *Journal of Power Sources*, v. 525, p. 231094, 2022.
- [59] SANTOS, Pedro Henrique et al. Estudo de convergência de malha para análise de escoamento gás-líquido utilizando o método GCI Mesh convergence study for gas-liquid flow analysis using GCI method. *Brazilian Journal of Development*, v. 8, n. 4, p. 32586-32599, 2022.
- [60] SAW, Lip Huat et al. Computational fluid dynamics simulation on open cell aluminium foams for Li-ion battery cooling system. *Applied Energy*, v. 204, p. 1489-1499, 2017.
- [61] SCHRÖDER, Robert; AYDEMIR, Muhammed; SELIGER, Günther. Comparatively assessing different shapes of lithium-ion battery cells. *Procedia Manufacturing*, v. 8, p. 104-111, 2017.
- [62] SINGIRIKONDA, Srinivas; OBULESU, Yeddula Pedda. Adaptive secondary loop liquid cooling with refrigerant cabin active thermal management system for electric vehicle. *Journal of Energy Storage*, v. 50, p. 104624, 2022.
- [63] SINIGAGLIA, Tiago; MARTINS, Mario Eduardo Santos; SILUK, Julio Cezar Mairesse. Technological evolution of internal combustion engine vehicle: A patent data analysis. *Applied Energy*, v. 306, p. 118003, 2022.
- [64] SIKARWAR, Saurav et al. Battery thermal management system for the cooling of Li-Ion batteries, used in electric vehicles. *Materials Today: Proceedings*, 2023.
- [65] SPINNER, Neil S. et al. Novel 18650 lithium-ion battery surrogate cell design with anisotropic thermophysical properties for studying failure events. *Journal of Power Sources*, v. 312, p. 1-11, 2016.
- [66] TAFFAL, Mohammad. *Electro-Thermal Modeling of Lithium-Ion Battery*. 2019. Tese de Doutorado. Politécnico di Torino.
- [67] UITZ, M. et al. Aging of tesla's 18650 lithium-ion cells: Correlating solid-electrolyte-interphase evolution with fading in capacity and power. *Journal of The Electrochemical Society*, v. 164, n. 14, p. A3503, 2017.
- [68] VERMA, Ashima; SHASHIDHARA, Sumanth; RAKSHIT, Dibakar. A comparative study on battery thermal management using phase change material (PCM). *Thermal Science and Engineering Progress*, v. 11, p. 74-83, 2019.
- [69] VERSTEEG, Henk Kaarle; MALALASEKERA, Weeratunge. *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*. Pearson education, 2007.
- [70] WALDMANN, Thomas et al. Temperature dependent ageing mechanisms in Lithium-ion batteries—A Post-Mortem study. *Journal of power sources*, v. 262, p. 129-135, 2014.
- [71] WALDMANN, Thomas; KASPER, Michael; WOHLFAHRT-MEHRENS, Margret. Optimization of charging strategy by prevention of lithium deposition on anodes in high-energy lithium-ion batteries—electrochemical experiments. *Electrochimica Acta*, v. 178, p. 525-532, 2015.
- [72] WANG, Xingxing et al. A review of the power battery thermal management system with different cooling, heating and coupling system. *Energies*, v. 15, n. 6, p. 1963, 2022.
- [73] WANG, Yan et al. A review on research status and key technologies of battery thermal management and its enhanced safety. *International Journal of Energy Research*, v. 42, n. 13, p. 4008-4033, 2018.
- [74] WASSILIADIS, Nikolaos et al. Quantifying the state of the art of electric powertrains in battery electric vehicles: Range, efficiency, and lifetime from component to system level of the Volkswagen ID. 3. *Etransportation*, v. 12, p. 100167, 2022.
- [75] WU, Minfeng; CHEN, Wen. Forecast of electric vehicle sales in the world and China based on PCA-GRNN. *Sustainability*, v. 14, n. 4, p. 2206, 2022.
- [76] WU, Xinkai et al. Electric vehicles' energy consumption measurement and estimation. *Transportation Research Part D: Transport and Environment*, v. 34, p. 52-67, 2015.

- [77] WU, Yao et al. Impact of temperature and discharge rate on the aging of a LiCoO₂/LiNi_{0.8}Co_{0.15}Al_{0.05}O₂ lithium-ion pouch cell. *Journal of The Electrochemical Society*, v. 164, n. 7, p. A1438, 2017.
- [78] WU, Weixiong et al. A critical review of battery thermal performance and liquid based battery thermal management. *Energy conversion and management*, v. 182, p. 262-281, 2019.
- [79] XIA, Guodong; CAO, Lei; BI, Guanglong. A review on battery thermal management in electric vehicle application. *Journal of power sources*, v. 367, p. 90-105, 2017.
- [80] XIE, Yi et al. A novel resistance-based thermal model for lithium-ion batteries. *International Journal of Energy Research*, v. 42, n. 14, p. 4481-4498, 2018.
- [81] XIE, Yi et al. An MPC-based control strategy for electric vehicle battery cooling considering energy saving and battery lifespan. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, v. 69, n. 12, p. 14657-14673, 2020.
- [82] XU, Bin et al. Decoupling the thermal and non-thermal effects of discharge C-rate on the capacity fade of lithium-ion batteries. *Journal of Power Sources*, v. 510, p. 230390, 2021.
- [83] YADAV, Anil Singh; BHAGORIA, J. L. Heat transfer and fluid flow analysis of solar air heater: A review of CFD approach. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 23, p. 60-79, 2013.
- [84] YANG, Xiao-Guang; WANG, Chao-Yang. Understanding the trilemma of fast charging, energy density and cycle life of lithium-ion batteries. *Journal of Power Sources*, v. 402, p. 489-498, 2018.
- [85] YANG, Naixing et al. Unbalanced discharging and aging due to temperature differences among the cells in a lithium-ion battery pack with parallel combination. *Journal of Power Sources*, v. 306, p. 733-741, 2016.
- [86] YANG, Ruixin et al. A fractional-order model-based battery external short circuit fault diagnosis approach for all-climate electric vehicles application. *Journal of cleaner production*, v. 187, p. 950-959, 2018.
- [87] YIN, Litao et al. An Integrated Flow–Electric–Thermal Model for a Cylindrical Li-Ion Battery Module with a Direct Liquid Cooling Strategy. *Energy Technology*, v. 10, n. 8, p. 2101131, 2022.
- [88] ZHANG, Yongzhi et al. State of charge-dependent aging mechanisms in graphite/Li (NiCoAl) O₂ cells: Capacity loss modeling and remaining useful life prediction. *Applied Energy*, v. 255, p. 113818, 2019.
- [89] ZHAO, Gang et al. A review of air-cooling battery thermal management systems for electric and hybrid electric vehicles. *Journal of Power Sources*, v. 501, p. 230001, 2021.
- [90] ZHOU, Yuxin et al. Parametric investigation on the performance of a battery thermal management system with immersion cooling. *Energies*, v. 15, n. 7, p. 2554, 2022.