



Universidade Federal de Pernambuco
Centro de Tecnologia e Geociências
Departamento de Engenharia Mecânica

Programa de pós graduação em Engenharia Mecânica

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UM
SISTEMA COMBINADO DE UM
MOTOR TERMOMAGNÉTICO E UM
SISTEMA PV/T**

Alisson Cocci de Souza

Tese de Doutorado

Recife-PE
22 de janeiro de 2025

Universidade Federal de Pernambuco
Centro de Tecnologia e Geociências
Departamento de Engenharia Mecânica

Alisson Cocci de Souza

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UM SISTEMA
COMBINADO DE UM MOTOR TERMOMAGNÉTICO E
UM SISTEMA PV/T**

Trabalho apresentado ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: *Prof. Dr. Alvaro Antonio Villa Ochoa*
Co-orientador: *Prof. Dr. José Ângelo Peixoto da Costa*

Recife-PE
22 de janeiro de 2025

.Catalogação de Publicação na Fonte. UFPE - Biblioteca Central

Souza, Alisson Cocci de.

Modelagem e simulação de um sistema combinado de um motor termomagnético e um sistema PV/T / Alisson Cocci de Souza. - Recife, 2025.

170f.: il.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, 2025.

Orientação: Alvaro Antonio Villa Ochoa.

Inclui referências.

1. Ímã permanente; 2. Material magnetocalórico; 3. Motor termomagnético; 4. Sistema PV/T. I. Ochoa, Alvaro Antonio Villa. II. Título.

UFPE-Biblioteca Central

ALISSON COCCI DE SOUZA

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UM SISTEMA COMBINADO DE UM
MOTOR TERMOMAGNÉTICO E UM SISTEMA PV/T

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco como parte dos requisitos parciais para obtenção do título de doutor em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 22/01/2025

BANCA EXAMINADORA

Documento assinado digitalmente
gov.br ALVARO ANTONIO OCHOA VILLA
Data: 31/01/2025 11:15:46-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Alvaro Antonio Ochoa Villa (Orientador)
Instituto Federal de Pernambuco

Documento assinado digitalmente
gov.br JORGE RECARTE HENRIQUEZ GUERRERO
Data: 04/02/2025 10:51:43-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Jorge Recarte Henriquez Guerrero (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Documento assinado digitalmente
gov.br EDUARDO PADRON HERNANDEZ
Data: 31/01/2025 11:20:24-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Eduardo Padrón Hernández (Examinador Externo)
Universidade Federal de Pernambuco

Documento assinado digitalmente
gov.br PEDRO ANDRE CARVALHO ROSAS
Data: 03/02/2025 11:12:30-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Pedro André Carvalho Rosas (Examinador Externo)
Universidade Federal de Pernambuco

Documento assinado digitalmente
gov.br FLAVIO CLARETH COLMAN
Data: 03/02/2025 13:40:20-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Flávio Clareth Colman (Examinador Externo)
Universidade Estadual de Maringá

Aos meus pais, Germiniano e Sirlei.

Agradecimentos

A conclusão deste trabalho é fruto de um esforço coletivo, e eu gostaria de expressar minha profunda gratidão a todos que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização desta tese.

Primeiramente, agradeço a Deus por me proporcionar saúde, coragem e perseverança durante esta jornada acadêmica.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Álvaro Ochoa, pela orientação, paciência e ensinamentos que me guiaram durante todo o processo. Seu conhecimento e incentivo foram uma inspiração constante. Ao meu co-orientador, Prof. José Ângelo Peixoto da Costa, agradeço por toda a ajuda e suporte técnico com os softwares de simulação.

À minha família, especialmente aos meus pais, Germiniano e Sirlei, e à minha irmã, Aline, pelo amor incondicional, pelo apoio e por acreditarem sempre no meu potencial, mesmo diante dos desafios.

À Gérsica, minha companheira e grande parceira, que esteve ao meu lado em todos os momentos desta jornada. Por seu amor, paciência e companheirismo, meu mais profundo agradecimento.

Aos meus amigos e colegas de trabalho, por compreenderem as ausências e por suas palavras de incentivo nos momentos mais difíceis. Vocês foram essenciais para que eu pudesse seguir adiante.

Agradeço à minha instituição de trabalho, Universidade Federal Rural de Pernambuco, por reconhecer a importância da capacitação e por me proporcionar o tempo necessário para desenvolver este trabalho.

Ao Jorge, secretário do PPGEM, agradeço pelo suporte e pela resolução das burocracias indispensáveis à conclusão deste trabalho. À Universidade Federal de Pernambuco, agradeço pela infraestrutura e pelos recursos que possibilitaram o desenvolvimento desta pesquisa.

A todos vocês, meu mais sincero e profundo agradecimento.

Se você quer descobrir os segredos do universo, pense em termos de energia, frequência e vibração.

—NIKOLA TESLA

Resumo

Energia é um insumo vital para a sociedade. O aquecimento global e a crescente demanda por energia impulsionam a busca por fontes renováveis e pelo aproveitamento de fontes residuais de baixa temperatura. Nesse contexto, esta tese tem como objetivo modelar e simular o funcionamento de um sistema combinado, composto por um motor termomagnético de movimento alternado e um sistema fotovoltaico/térmico (PV/T). Ambos os sistemas foram modelados individualmente no Matlab, utilizando o método dos volumes finitos, e posteriormente acoplados para operação conjunta. Um ímã permanente foi considerado como fonte de campo magnético para o motor, sendo realizada uma análise paramétrica no software COMSOL para avaliar a relação entre a abertura do circuito e o campo magnético gerado. Gadolínio e um composto de LaFeSi hidrogenado foram utilizados como materiais de trabalho do motor. O desempenho do motor foi avaliado com base na variação de parâmetros operacionais, como a temperatura dos reservatórios térmicos, a força de restituição do sistema e o tipo de material magnético. No modelo do sistema PV/T, foram implementados o modelo de radiação e o método das diferenças finitas. Entre os principais resultados, destaca-se que, no caso do ímã permanente, aberturas maiores no circuito magnético produziram maior densidade de energia magnética. O motor termomagnético utilizando gadolínio gerou uma potência máxima de 1,1 W para uma diferença de temperatura de 40 K, enquanto a liga à base de LaFeSi apresentou uma potência de 0,79 W para uma diferença de temperatura de 13 K. Comparando os materiais sob os mesmos aspectos, o composto de LaFeSi demonstrou melhor desempenho em relação ao gadolínio. No sistema PV/T, a maior irradiância foi observada no mês de novembro, considerando o sistema inclinado em 23°, e a temperatura máxima da água no tanque atingiu 321 K, com capacidade de 100 L. O sistema combinado operou de forma alternada, com o sistema PV/T funcionando durante o dia e o motor durante a noite. Nessa combinação, o sistema fechado, com um tanque de 300 L acionando 75 motores simultaneamente, produziu o maior trabalho líquido, de 1227,75 J. O caso que apresentou o maior tempo de operação foi o do motor único acionado pelo tanque de 200 L, com um tempo de funcionamento de 3 h.

Palavras-chave: Ímã permanente, Material magnetocalórico, Motor termomagnético, Sistema PV/T

Abstract

Energy is a vital resource for society. Global warming and the increasing demand for energy drive the search for renewable sources and the utilization of low-temperature residual energy. In this context, this thesis aims to model and simulate the performance of a combined system composed of an oscillating thermomagnetic engine and a photovoltaic/thermal (PV/T) system. Both systems were individually modeled in Matlab using the finite volume method and subsequently coupled for joint operation. A permanent magnet was considered as the magnetic field source for the engine, with a parametric analysis performed in COMSOL to evaluate the relationship between circuit gap size and the generated magnetic field. Gadolinium and a hydrogenated LaFeSi-based compound were used as working materials for the engine. Its performance was assessed by varying operational parameters such as the temperature of the thermal reservoirs, the system's restoring force, and the type of magnetic material. For the PV/T system, the radiation model and the finite difference method were implemented. Key results indicate that larger gaps in the magnetic circuit increased magnetic energy density. The thermomagnetic engine using gadolinium achieved a maximum power of 1.1 W for a temperature difference of 40 K, while the LaFeSi-based alloy generated 0.79 W for a temperature difference of 13 K. When comparing the materials under similar conditions, the LaFeSi compound demonstrated superior performance compared to gadolinium. For the PV/T system, the highest irradiance was observed in November, considering a system inclined at 23°, and the maximum water temperature in the tank reached 321 K with a capacity of 100 L. The combined system operated alternately, with the PV/T system functioning during the day and the engine at night. In this configuration, the closed system, with a 300 L tank powering 75 engines simultaneously, produced the highest net work of 1227.75 J. The longest operating time was achieved by a single engine powered by a 200 L tank, with a runtime of 3 hours.

Keywords: Permanent magnet, Magnetocaloric material, Thermomagnetic motor, PV/T system

Lista de Figuras

2.1	Esquema representativo do sistema PV/T bi-fluido: (a) configuração com duas camadas de vidro e (b) configuração com uma camada de material absorvedor	7
2.2	Caixa de resfriamento do sistema PV/T	8
2.3	Motor termomagnético baseado no motor de Tesla (a) MM1 está trocando calor com o dissipador de calor, enquanto MM2 troca calor com a fonte de calor. (b) MM1 está trocando calor com a fonte de calor, enquanto MM2 troca calor com o dissipador de calor. (c) Ciclos Brayton magnéticos “em defasagem” desenvolvidos por MM1 e MM2. 1, 2, 3 e 4 são os estados termodinâmicos	11
2.4	Esquema representativo do motor termomagnético	12
2.5	(a) Esquema representativo; (b) Termografia do motor em regime permanente	13
2.6	Motor termomagnético linear acoplado a um mecanismo de mola: (a) o domínio do problema contém o ímã, TCM, mola e componentes estruturais, incluindo mancais; (b) o domínio da solução contém apenas o TCM modelado como um meio poroso	15
3.1	(a) Linhas de força de um campo magnético; (b) Momento magnético em um dipolo magnético.	19
3.2	Momentos magnéticos: (a) orbital e (b) de <i>spin</i> . Fonte: Callister et al. [1].	20
3.3	(a) Campo magnético produzido por uma corrente percorrendo uma bobina; (b) Densidade de fluxo magnético produzida no interior de um material sólido	21
3.4	Ilustração das linhas de campo magnético \vec{H} em azul, onde as linhas no interior do material representam o campo desmagnetizante interno	22
3.5	Esquema representativo da orientação de dipolos magnéticos em materiais paramagnéticos na presença de um campo magnético externo	24
3.6	Esquema representativo da orientação de dipolos magnéticos em materiais ferromagnéticos na presença de um campo magnético externo	25
3.7	(a) Variação da magnetização e densidade de fluxo magnético de saturação em função da temperatura do Fe puro e Fe_3O_4 ; (b) Variação da magnetização em função da temperatura de um monocristal de Gd para diversos campos aplicados	26
3.8	Indução magnética em função da intensidade do campo magnético para um material ferromagnético sujeito a saturações avante e reversa. O ciclo da histerese está representado pela curva contínua enquanto a curva tracejada indica a magnetização inicial	27
3.9	Curva de histerese característica de um material magnético mole um material magnético duro	28

3.10	Curvas de desmagnetização de materiais usados em ímãs permanentes	31
3.11	Exemplos de matriz Halbach: (a) conjunto com oito segmentos e (b) doze segmentos; (c) matriz Halbach concêntrica em fase e (d) matriz Halbach concêntrica em defasagem	32
3.12	Matriz Halbach modificada em forma de "C": (a) Esquema representativo do arranjo dos blocos; (b) Arranjo contruído	33
3.13	Representação do arranjo dos spins magnéticos para os casos (a) adiabático e (b) isotérmico do efeito magnetocalórico	35
3.14	Diagrama esquemático $T-S$ de um material em dois campos magnéticos H_0 e H_1 perto da transição de primeira ordem.	38
3.15	Dependência da concentração de hidrogênio (y) em relação ao coeficiente de dispersão da onda de $spin D$ e à T_C para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$.	39
3.16	Curvas comparativas de magnetização normalizada e as respectivas derivadas em relação à temperatura para materiais que apresentam TFPO e TFSO	40
3.17	Esquema representativo de um motor de Curie: (a) Rotor cilíndrico e circuito magnético e (b) gradiente de temperatura do rotor, em que o lado esquerdo é aquecido, o lado direito é resfriado e as setas indicam a orientação dos $spins$ magnéticos	41
3.18	Esquema representativo dos estágios do funcionamento de um motor termomagnético de movimento alternado	43
3.19	Diagrama $T-s$ dos ciclos (a) Brayton e (b) Ericsson	44
3.20	(a) Ângulo de zênite, inclinação, ângulo azimutal de superfície e ângulo azimutal solar para uma superfície inclinada. (b) Vista planar mostrando o ângulo de azimute solar.	46
3.21	Latitude e ângulos de declinação e horário	47
3.22	Irradiância direta (G_b), direta normal sobre superfície plana (G_{bn}) e direta normal sobre superfície inclinada (G_{bt})	48
3.23	Diagrama esquemático de um painel fotovoltaico	49
3.24	Ilustração de um coletor (a) de placa plana e (b) concentrador e seus respectivos componentes	51
3.25	Componentes de um coletor PV/T típico: (a) desenho frontal em 3D; (b) desenho em corte transversal	52
4.1	Variação da abertura do circuito magnético em ímãs permanentes	55
4.2	Esquema representativo dos arranjos de ímã permanente desenvolvidos: (a) Vista isométrica do ímã permanente tipo C, (b) vista isométrica do ímã duplo C, (c) vista frontal esquemática do ímã tipo C, (d) vista frontal esquemática do ímã duplo C, (d) vista esquemática do polo magnético superior e (e) vista esquemática do polo magnético inferior	57
4.3	Fluxograma das etapas da simulação do ímã permanente no COMSOL	59
4.4	Comparação entre a simulação e os dados experimentais de Kaneko et al. (2018)	63

4.5	Esquema representativo da ação da força magnética produzida pelo campo magnético gerado pelo ímã permanente sobre um conjunto de placas de Gd. No Caso 1, as placas têm dimensões constantes, independentemente do valor do gap. No Caso 2, a altura das placas é uma função do gap.	65
4.6	Ciclo Ericsson descrito pelo motor termomagnético	67
4.7	Esquema representativo dos processos descritos pelo motor termomagnético em um ciclo	68
4.8	Superfície de magnetização dos materiais magnetocalóricos utilizados no TCM do motor	70
4.9	Campo magnético ao longo do eixo y obtido a partir da simulação do ímã tipo-C com 40 mm de gap ; gráfico da função de ajuste dos dados via Eq. (4.11); gráfico da derivada da função de ajuste	72
4.10	Esquema representativo da discretização e deslocamento do TCM	73
4.11	Diagrama do fluxo de água através do sistema	75
4.12	Geometrias utilizadas na simulação do processo de aquecimento das placas de material magnetocalórico. Os objetos em azul na figura 2D e em roxo na figura 3D representam os canais de água. V_{ent} representa o vetor velocidade do fluido.	76
4.13	Temperatura média do sólido durante o processo de aquecimento para os casos 2D e 3D simulados numericamente no COMSOL	77
4.14	Esquema representativo dos volumes de controle do fluido e do sólido	79
4.15	Fluxograma representativo da estrutura do código do motor em Matlab	84
4.16	Potência em função do campo aplicado para motores termomagnéticos reportados na literatura	85
4.17	Radiação diária média mensal obtida através do modelo de radiação solar e do banco de dados do INMET	90
4.18	Esquema representativo e simplificação da análise térmica do sistema PV/T	91
4.19	Troca térmica na primeira camada do sistema PV/T	92
4.20	Troca térmica na segunda camada do sistema PV/T	95
4.21	Troca térmica na terceira camada do sistema PV/T	97
4.22	Troca térmica na quarta camada do sistema PV/T	99
4.23	Troca térmica na quinta camada do sistema PV/T	100
4.24	Troca térmica na sexta camada do sistema PV/T	101
4.25	Comparação das curvas de temperatura das camadas do vidro de proteção, módulo fotovoltaico e água obtidos a partir do modelo desenvolvido e dos dados de Lima [2]	107
4.26	Sistema combinado: o sistema PV/T operando durante e motor termomagnético operando durante a noite	108
4.27	Configurações do sistema combinado	110
5.1	Dados B-H e modelo ajustado via Eq. (4.2) para (a) AISI 1020, (b) Hiperco 50A, (c) Mumetal, (d) Ni-50%Fe, (e) Permalloy e (f) Vacoflux 48	112
5.2	Gráficos das curvas de permeabilidade relativa dos materiais como função do campo magnético aplicado	114

5.3	Gráficos da figura de mérito M^* em função do tamanho do <i>gap</i> dos ímãs tipo-C e duplo-C	116
5.4	Distribuição da densidade de fluxo magnético do ímã permanente tipo-C no plano xz para os <i>gaps</i> de (a) 5 mm e (b) 40 mm	117
5.5	Distribuição da densidade do fluxo magnético na região do <i>gap</i> do ímã tipo-C. (a) <i>gap</i> com 5 mm e (b) <i>gap</i> com 40 mm, ambas no plano xy ($z = 0$)	118
5.6	Densidade de fluxo magnético ao longo do eixo y para vários valores de lacuna do ímã permanente tipo-C	119
5.7	Relação entre a densidade de fluxo magnético média e <i>gap</i> para o ímã tipo-C	120
5.8	Força magnetostática induzida em um conjunto de placas paralelas de gadolínio pelo ímã permanente tipo-C ao longo do eixo y , medida em diferentes distâncias da origem para vários valores de <i>gap</i> . (a) Caso 1: Massa constante de Gd. (b) Caso 2: Massa variável de Gd	122
5.9	Densidade de energia relacionada à força magnetostática atuante no conjunto de Gd para os casos 1 e 2	123
5.10	Temperatura média do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando Gd como MMC	124
5.11	Posição e força resultante do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando Gd como MMC	124
5.12	Força resultante durante um ciclo do motor com indicação dos processos executados pelo TCM considerando Gd como MMC	125
5.13	Potência líquida por ciclo do motor considerando Gd como MMC	125
5.14	Temperatura média do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC	127
5.15	Posição e força resultante do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC	128
5.16	Força resultante durante um ciclo do motor com indicação dos processos executados pelo TCM considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC	128
5.17	Potência líquida por ciclo do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC	129
5.18	Período do ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o Gd como MMC do TCM do motor	131
5.19	Potência líquida por ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o Gd como MMC do TCM do motor	132
5.20	Período do ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor	133
5.21	Potência líquida por ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor	134
5.22	Período do ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 292$ K para o Gd como MMC do TCM do motor	135
5.23	Potência líquida por ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 292$ K para o Gd como MMC do TCM do motor	136

5.24	Período do ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 335$ K para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor	136
5.25	Potência líquida por ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 335$ K para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor	137
5.26	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 272 e 292 K, respectivamente	138
5.27	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 282 e 302 K, respectivamente	138
5.28	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 292 e 312 K, respectivamente	139
5.29	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 315 e 335 K, respectivamente	140
5.30	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 325 e 345 K, respectivamente	140
5.31	Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 330 e 350 K, respectivamente	141
5.32	Radiação difusa diária média mensal no ano de 2017 para a cidade de Maringá-PR	142
5.33	Radiação direta diária média mensal para a cidade de Maringá-PR durante o ano de 2017	143
5.34	Radiação total diária média mensal para a cidade de Maringá-PR durante o ano de 2017 segundo os dados do LABREN e do INMET	144
5.35	Variação da irradiância ao longo do dia típico de cada mês	145
5.36	Irradiância sobre uma superfície inclinada para a cidade de Maringá-PR no dia médio de novembro	146
5.37	Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 1	147
5.38	Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 2	148
5.39	Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 3	148
5.40	Potência elétrica produzida pelo sistema PV/T	149
5.41	Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema fechado	150
5.42	Temperatura da água no tanque no sistema combinado considerando escoamento em sistema fechado	151
5.43	Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema aberto	152
5.44	Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema aberto	153
5.45	Trabalho líquido do motor termomagnético no sistema combinado como função da quantidade de motores operando simultaneamente para o caso com tanque de 300 L	155

Lista de Tabelas

4.1	Propriedades magnéticas do NdFeB	56
4.2	Componentes dos arranjos de ímã permanente	58
4.3	Tamanho dos elementos de malha	61
4.4	Massa do conjunto de placas de Gd para o Caso 2	65
4.5	Detalhes dos materiais e dimensões	69
4.6	Propriedades os materiais magnetocalóricos utilizados no TCM do motor	69
4.7	Coefficientes de ajuste da função (Eq.(4.11))	71
4.8	Parâmetros estatísticos do ajuste da função do campo magnético	71
4.9	Parâmetros de malha utilizados no Matlab	74
4.10	Propriedades do escoamento	75
4.11	Propriedades da água	78
4.12	Coordenadas geográficas da cidade de Maringá-PR	87
4.13	Características do tanque de armazenamento térmico	102
4.14	Propriedades do isolante do tanque	103
4.15	Dados de entrada do sistema PV/T	105
5.1	Coefficientes da função de ajuste das curvas B-H	111
5.2	Parâmetros estatísticos dos modelos $B - H$ ajustados	113
5.3	Temperatura da água no tanque para os três casos analisados	147
5.4	Trabalho líquido do motor para escoamento em sistema fechado	150
5.5	Trabalho líquido do motor para escoamento em sistema aberto	153
5.6	Parâmetros de desempenho do sistema combinado com múltiplos motores com escoamento em circuito fechado	154
5.7	Parâmetros de desempenho do sistema combinado com múltiplos motores com escoamento em circuito aberto	154

Sumário

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação	3
1.2	Objetivo Geral	4
1.3	Objetivos Específicos	4
1.4	Estrutura da Tese	4
2	ESTADO DA ARTE	6
2.1	Sistemas PV/T	6
2.2	Motores termomagnéticos	9
2.3	Contribuições científicas deste trabalho	17
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	18
3.1	Magnetismo	18
3.1.1	Dipolos magnéticos	18
3.1.2	Origem dos Momentos Magnéticos	19
3.1.3	Vetores do campo magnético	20
3.1.4	Tipos de magnetismo	23
3.1.4.1	Diamagnetismo	23
3.1.4.2	O paramagnetismo e a Teoria de Langevin	23
3.1.4.3	Ferromagnetismo	24
3.1.5	Influência da temperatura sobre o comportamento magnético	25
3.1.6	Domínios magnéticos e a curva B-H	26
3.1.7	Materiais magnéticos moles	28
3.1.8	Materiais magnéticos duros	29
3.2	Ímãs permanentes	29
3.2.1	Desempenho de ímãs permanentes	33
3.3	O efeito magnetocalórico	34
3.3.1	A Termodinâmica do efeito	35
3.4	Materiais magnetocalóricos	37
3.4.1	Transição de fase de primeira ordem	37
3.4.2	Transição de fase de segunda ordem	39
3.5	Motor termomagnético	40
3.5.1	Motor de Curie	41
3.5.2	Motor de movimento alternado	42
3.6	Radiação solar	44

3.6.1	A constante solar	44
3.6.2	Definições	45
3.6.3	Direção da radiação direta	46
3.6.4	Razão entre radiação direta em superfície inclinada e em superfície horizontal	48
3.6.5	Dados de radiação solar	48
3.7	Painel fotovoltaico	49
3.8	Coletor solar	50
3.9	Sistema PV/T	51
3.10	Sistemas de armazenamento de energia	52
4	METODOLOGIA	54
4.1	Ímã permanente	54
4.1.1	A relação entre a força magnética e o <i>gap</i> do ímã	55
4.1.2	Dimensionamento dos ímãs permanentes e seleção de materiais	55
4.1.3	Simulação do campo magnético no COMSOL	58
4.1.4	Validação	62
4.1.5	Simulação da força magnética no COMSOL	64
4.2	Motor termomagnético	66
4.2.1	Materiais magnetocalóricos	69
4.2.2	Campo magnético e curso do TCM	70
4.2.3	Força de restituição	72
4.2.4	Processos de deslocamento do TCM	73
4.2.5	Processos de troca térmica	74
	4.2.5.1 Simulações prévias e simplificações	75
	4.2.5.2 Modelagem da troca térmica no Matlab	77
4.2.6	Potência do motor	82
4.2.7	Estrutura do código e variação dos parâmetros	83
4.2.8	Validação e comparação qualitativa	85
4.3	Sistema PV/T	86
4.3.1	Modelo de radiação	86
	4.3.1.1 Validação do modelo	89
4.3.2	Análise térmica do sistema PV/T	90
	4.3.2.1 Primeira Camada: Vidro	91
	4.3.2.2 Segunda camada: Módulo fotovoltaico (PV)	94
	4.3.2.3 Terceira camada: Absorvedor térmico	97
	4.3.2.4 Quarta camada: Tubos	98
	4.3.2.5 Quinta camada: Isolante	100
	4.3.2.6 Sexta camada: Água no tubo	101
	4.3.2.7 Termoacumulador: Água no tanque	102
	4.3.2.8 Propriedades do sistema PV/T	104
4.3.3	Validação do modelo térmico do coletor PV/T	106
4.4	Sistema combinado	107
4.4.1	Casos estudados	108

4.4.1.1	Sistema com tanque único (sistema fechado)	108
4.4.1.2	Sistema com dois tanques (sistema aberto)	109
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	111
5.1	Ímã permanente	111
5.1.1	Ajustes das curvas B-H	111
5.1.2	Curvas de permeabilidade relativa	113
5.1.3	Figura de mérito M^*	114
5.1.4	Densidade de fluxo magnético	116
5.1.5	Força magnetostática	120
5.2	Motor termomagnético	123
5.2.1	Resultados preliminares	123
5.2.2	Variação da temperatura dos reservatórios térmicos	130
5.2.2.1	Diferença de temperatura constante entre os reservatórios térmicos	130
5.2.2.2	Diferença de temperatura variável entre os reservatórios térmicos	134
5.2.3	Força de restituição variável	137
5.3	Sistema PV/T	141
5.3.1	Modelo de radiação	141
5.3.2	Parâmetros de operação	146
5.4	Sistema combinado	149
5.4.1	Sistema fechado	149
5.4.2	Sistema aberto	151
5.4.3	Sistema com múltiplos motores	153
6	CONCLUSÃO	156
7	PRODUÇÃO CIENTÍFICA	158
7.1	Apresentações e publicações em anais congressos	158
7.2	Publicação em periódico	159

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Energia é o insumo vital para a humanidade. Ao longo da História, a utilização dos recursos energéticos foi fundamental para o desenvolvimento da sociedade, ao ajudar o Homem a se adaptar e moldar o meio ambiente conforme sua necessidade. Logo, a gestão correta do uso dos recursos energéticos disponíveis é inevitável para o progresso de qualquer sociedade sustentável.

As mudanças climáticas são um dos maiores desafios de nosso tempo, e o setor energético está fortemente relacionado a essas alterações. Segundo relatório divulgado pela Agência Internacional de Energia (IEA), mesmo com as fontes de baixa emissão gerando mais da metade da eletricidade mundial até 2030, o uso de combustíveis fósseis ainda aumentará até o final da década. As matrizes consideradas mais nocivas para o meio ambiente são gás natural, carvão e petróleo. O consumo de energia é a maior fonte de emissões de gases de efeito estufa causadas por seres humanos, responsável por 73% das emissões mundiais [3]. Fatores como o crescimento econômico mundial, os episódios recorrentes de altas temperaturas e a eletrificação de setores e atividades são responsáveis por um aumento significativo na demanda mundial por energia elétrica. Segundo a IEA, a estimativa é de um crescimento de 4% em 2024 e 2025, superando a taxa de 2,5% de 2023 [4]. O consumo global de carvão atingiu, em 2023, uma marca de 8,53 bilhões de toneladas, um recorde histórico. Entretanto, o ano de 2023 representa um pico, e sua utilização tende a diminuir a partir de 2024 [5]. Apesar da grande participação de fontes fósseis na matriz energética global (85,3%), as fontes renováveis de energia vêm desempenhando um papel fundamental nos esforços para reduzir o aquecimento global [6]. Em 2023, a capacidade de energia renovável do mundo cresceu quase 50% em relação a 2022, o maior aumento dos últimos 20 anos. Até 2026, é previsto que as fontes renováveis sejam responsáveis por 37% da geração de eletricidade no mundo [7].

No Brasil, as fontes renováveis já representam a maior parcela na produção de energia elétrica. Em 2023, o país atingiu 93,1% da geração proveniente dessas fontes, lideradas pelas hidrelétricas, seguidas por avanços significativos nas energias eólica e solar. No entanto, 2023 marcou um grande crescimento das fontes eólica e solar, que adicionaram 13 mil MWm à produção nacional, representando um acréscimo de 23,8% em comparação com o ano anterior [8]. Em relação à energia solar especificamente, mais de 15% da matriz energética do país é representada por essa fonte, somando as usinas de grande porte e os sistemas de geração própria de energia em telhados, fachadas e pequenos terrenos [9, 10]. Nos últimos anos, a capacidade de energia solar no Brasil experimentou um crescimento exponencial de mais de 40 vezes [11]. Esse crescimento tem sido impulsionado principalmente pela mudança no setor de energia solar, que ocorreu com a publicação da Resolução Normativa nº 482 em 2012 [12]. Instituída pela Aneel, essa norma permitia que o consumidor gerasse sua própria energia, conectada à

rede de distribuição, viabilizando tanto a produção por microgeradores (como painéis solares nos telhados) quanto por minigeração. Em 2023, a Resolução 482 foi revogada e substituída pela Resolução 1.059/2023, que aprimorou as regras de micro e minigeração distribuída (GD) e complementa a Resolução 1.000/2021, que passou a incorporar o tema da GD [13].

A energia solar é captada e convertida em energia elétrica por meio dos painéis fotovoltaicos. Esses painéis são compostos por células fotovoltaicas fabricadas a partir de materiais semicondutores, como o silício, que absorvem a luz do sol e geram energia elétrica pelo efeito fotovoltaico. Apesar da recente popularização da obtenção de energia elétrica a partir da luz solar, esse efeito é conhecido há bastante tempo. Comumente creditado como o inventor da célula solar, Edmond Becquerel descobriu o efeito fotovoltaico em 1839, que consiste na geração de energia elétrica quando um material semicondutor é exposto à luz. Foi somente em 1883, após as contribuições de outros cientistas sobre o poder fotocondutor do elemento selênio, que Charles Fritts produziu as primeiras células solares feitas a partir do selênio, com eficiência de apenas 1% [14]. Os módulos fotovoltaicos à base de silício, como conhecemos hoje, começaram a ser aplicados somente a partir da década de 50, no setor aeroespacial. Atualmente, a eficiência das células solares monocristalinas de silício é inferior a 20%, e, com o desenvolvimento da tecnologia, os preços dos painéis fotovoltaicos tiveram uma queda significativa nas últimas décadas, o que contribuiu para o aumento da demanda e a instalação desses sistemas [15].

A eficiência das células fotovoltaicas está diretamente relacionada à temperatura dos painéis. A radiação incidente sobre o painel fotovoltaico é parcialmente convertida em energia elétrica pelas células, sendo o restante convertido em calor. Um dos principais problemas decorrentes desse aquecimento é a degradação do material da célula provocada pelo aumento da temperatura, o que leva à queda da eficiência elétrica do sistema. Para uma temperatura de operação de 25°C, por exemplo, a perda de eficiência pode variar entre 0,45% e 0,6% por grau de aumento, dependendo do material da célula [16]. Uma alternativa para reduzir o aquecimento do painel fotovoltaico é o acoplamento de um coletor ao painel, com o objetivo de remover o calor excedente. Com isso, obtém-se um coletor solar associado a um painel fotovoltaico (coletor PV/T) [17]. Com esse sistema, é possível obter energia elétrica e térmica, sendo esta última fornecida na forma de um fluido aquecido, que apresenta potencial energético.

A crescente demanda por energia tem impulsionado a busca por sistemas cada vez mais otimizados e eficientes no processo de conversão de energia. Apesar da falta de dados concretos, estima-se que cerca de 52% da energia fornecida em todo o mundo seja desperdiçada como calor residual, na forma de perdas por exaustão ou efluentes [18]. Nesse contexto, as fontes residuais de energia, geralmente rejeitadas na forma de calor por equipamentos e sistemas térmicos, mostram-se como uma alternativa atraente para a produção de energia elétrica a partir dessas fontes que inicialmente seriam descartadas. Em geral, as temperaturas dessas fontes de calor residual são demasiadamente baixas para produzir eletricidade, e a utilização direta do calor dependerá da possibilidade de encontrar uma aplicação potencial [19]. Nas últimas décadas, diversas tecnologias para recuperar essa energia desperdiçada têm sido estudadas, como o Ciclo Rankine Orgânico (ORC), o Ciclo de Kalina e os sistemas baseados no efeito Seebeck (termoelétrico) [20–22].

Uma abordagem alternativa para converter energia térmica residual em outra forma utilizá-

vel são os dispositivos termomagnéticos, baseados no efeito termomagnético (ETM) [23]. Seu princípio de funcionamento consiste no efeito do calor sobre as propriedades magnéticas de materiais magnéticos ou magnetocalóricos. Nas proximidades de sua temperatura de transição de fase magnética, ou temperatura de Curie (T_C), o material apresenta uma mudança de fase magnética, de modo que a variação de suas propriedades é aproveitada para produção de potência. A aplicabilidade desse fenômeno tem sido estudada em diferentes trabalhos e projetos de dispositivos termomagnéticos [24–26]. A grande maioria dos protótipos é estudada sob condições controladas, como fontes de calor a temperatura constante e processos ideais, sem um foco direto no aproveitamento de fontes residuais de calor.

O efeito termomagnético é uma outra forma de converter energia térmica em energia mecânica. A influência da temperatura sobre as propriedades magnéticas dos materiais já é conhecida desde o século XIX [27, 28]. No entanto, o interesse nesse tema foi pouco expressivo até tempos relativamente recentes, em grande parte devido às condições operacionais exigidas. No final dos anos 90, o desenvolvimento de novos materiais magnéticos e a descoberta do efeito magnetocalórico gigante (EMCG) em torno da temperatura ambiente motivaram a pesquisa e o desenvolvimento de sistemas de refrigeração magnética, bem como de motores termomagnéticos [29, 30]. Esses novos materiais magnetocalóricos têm propriedades interessantes do ponto de vista da operação do motor termomagnético, como: T_C próxima da temperatura ambiente, temperatura de transição magnética ajustável e alta magnetização específica.

1.1 Motivação

Os dispositivos que se baseiam na energia termomagnética para obtenção de potência elétrica ou mecânica ainda não possuem aplicação prática definida, e os trabalhos sobre esse tema tratam principalmente da compreensão e influência dos parâmetros de desempenho utilizando uma análise ideal dos processos termomagnéticos e das fontes de calor. No entanto, esses dispositivos apresentam grande potencial, especialmente nos casos em que a geração de energia de baixo teor ou a recuperação de calor residual é necessária, sendo considerados uma fonte de energia limpa e renovável.

Através de uma análise numérica sobre o funcionamento de um motor termomagnético realizada anteriormente por Souza [31], foram verificados valores elevados de força líquida e torque desenvolvidos pelo motor. Assim, é necessário um estudo mais aprofundado sobre as características de operação desses dispositivos, especialmente quanto ao uso de fontes de calor provenientes de sistemas reais de aproveitamento térmico. Isso permitiria avaliar o comportamento e o desempenho desses dispositivos com uma fonte de calor residual prática.

Desse modo, este trabalho representa a continuidade de um curso de mestrado, no qual foi modelado e simulado um motor termomagnético com retorno por gravidade. No presente estudo, propõe-se realizar um aprofundamento e uma melhor compreensão desse dispositivo, com base nos resultados e nas sugestões do trabalho anterior, visando uma ampliação dos conceitos empregados no modelo anterior e uma análise com variação de alguns parâmetros-chave, como a temperatura dos reservatórios, a massa e o tipo de material magnetocalórico utilizado como material de trabalho. Como principal diferencial, propõe-se a associação desse dispositivo com

um coletor PV/T, que, além da produção de energia elétrica, ainda apresenta potencial térmico, que seria aproveitado pelo motor termomagnético. Com isso, pretende-se realizar uma compreensão mais realística do comportamento do motor operando em um ambiente não controlado, verificando e comparando o desempenho do motor isolado com o do sistema combinado (motor termomagnético e coletor) e a influência da variação dos parâmetros-chave sobre o desempenho geral do sistema.

1.2 Objetivo Geral

Realizar a modelagem numérica e a simulação de um sistema combinado, composto por um motor termomagnético associado ao tanque de armazenamento de um coletor solar fotovoltaico-térmico (PV/T), utilizando diferentes tipos de materiais magnetocalóricos no motor. O objetivo é comparar os resultados dos sistemas isolados com os do sistema combinado, buscando compreender o comportamento desses dispositivos operando em conjunto e avaliar a aplicabilidade dessa associação, bem como propor melhorias com base nos resultados observados.

1.3 Objetivos Específicos

- Desenvolver um modelo numérico que permita simular o funcionamento de um motor termomagnético;
- Compreender a influência da variação da temperatura dos reservatórios térmicos, da intensidade da força peso de restituição e do tipo de material magnetocalórico no desempenho do motor;
- Desenvolver um modelo numérico de um sistema PV/T operando em condições ambientais;
- Desenvolver um modelo numérico acoplado para simular a operação de um sistema combinado (coletor PV/T e motor termomagnético), avaliando o desempenho desse sistema;
- Realizar uma análise paramétrica dos modelos desenvolvidos para verificar a influência dos parâmetros de operação no desempenho do sistema;
- Propor melhorias baseadas nos resultados obtidos, visando alcançar um melhor desempenho no sistema combinado;

1.4 Estrutura da Tese

Esta tese está organizada em seis capítulos principais:

- **Capítulo II:** Apresenta o estado da arte dos principais temas abordados neste trabalho.

- **Capítulo III:** Aborda a fundamentação teórica, utilizada como base para o desenvolvimento do estudo e para auxiliar na sua compreensão.
- **Capítulo IV:** Detalha a metodologia aplicada ao estudo do ímã permanente, do motor termomagnético, do sistema PV/T e do sistema combinado (motor e sistema PV/T).
- **Capítulo V:** Apresenta e discute os resultados obtidos a partir dos modelos desenvolvidos para o ímã permanente, o motor termomagnético, o sistema PV/T e o sistema combinado.
- **Capítulo VI:** Descreve as conclusões alcançadas com o estudo e as sugestões para trabalhos futuros relacionados ao tema.

CAPÍTULO 2

ESTADO DA ARTE

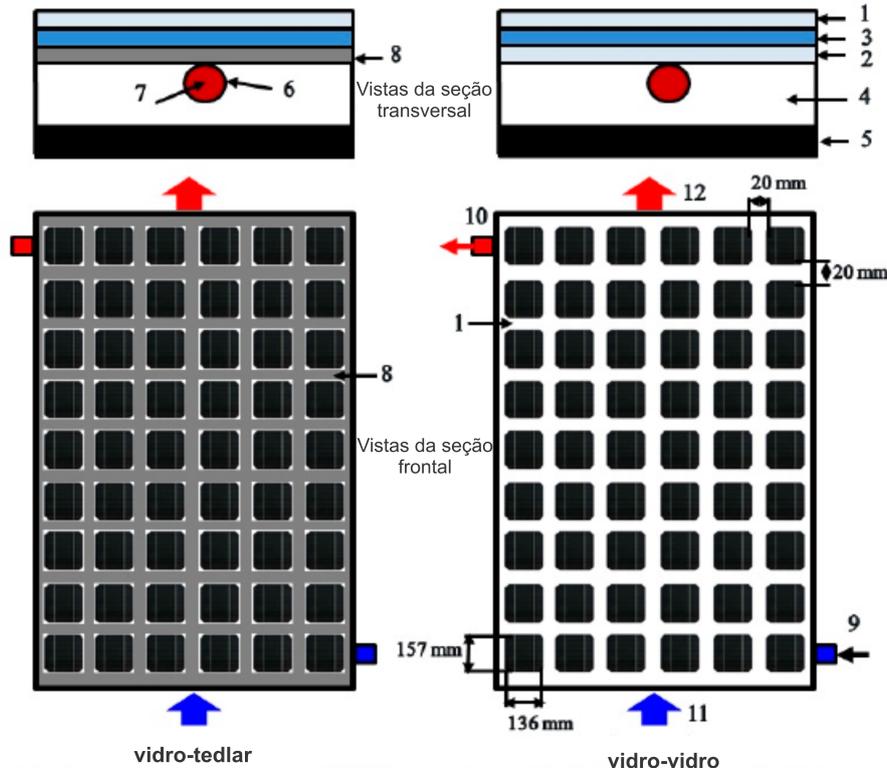
Neste capítulo, é realizada uma revisão dos trabalhos mais recentes disponíveis na literatura sobre sistemas PV/T e motores termomagnéticos. São discutidos estudos teóricos e experimentais que exploram diferentes aspectos do desenvolvimento desses sistemas, com foco em seus princípios de funcionamento, metodologias de modelagem, simulação e construção, bem como os resultados obtidos.

2.1 Sistemas PV/T

Hussain et al. [32] desenvolveram um modelo teórico de um sistema PV/T integrado com proteção da camada de células fotovoltaicas em duas configurações: vidro-PV com uma camada de absorção traseira ao módulo PV e outra com dupla camada de vidro, em que na parte traseira do módulo PV é utilizada uma segunda camada protetora de vidro. O objetivo do estudo foi verificar a eficiência elétrica e térmica utilizando fluido duplo (água e ar), em condições reais de operação. A Figura 2.1 exibe um esquema das configurações empregadas.

Na configuração representada à esquerda na Figura 2.1, a camada de células PV está em contato com o vidro de proteção e a camada de material absorvedor, enquanto na representação da direita, a camada de células PV estão em contato com duas camadas de vidro. As células solares são colocadas a uma distância igual na área do coletor, como a distância entre duas células solares vizinhas, que foi mantida em 20 mm. O sistema PV/T é composto por dois trocadores de calor, como tubos dispostos em paralelo para transportar água como refrigerante e um canal inferior para circulação de ar. Um conjunto de defletores foi disposto transversalmente ao fluxo de ar na superfície do canal com a intenção de aumentar a turbulência e diminuir o fluxo aerodinâmico. Nesse estudo, foi realizada uma simulação numérica detalhada no MATLAB para resolver equações de balanço de energia e exergia para as duas configurações. Os coeficientes de transferência de calor foram calculados em tempo real, considerando uma vazão fixada para água (0,024 kg/s) e ar (0,042 kg/s). O estudo usou dados climáticos reais da cidade de Cheonan, Coreia do Sul, e comparou o desempenho das configurações em termos de eficiências anuais elétrica, térmica e de exergia. A configuração com duas camadas de vidro apresentou melhor desempenho térmico e elétrico, resultando em uma eficiência elétrica anual de 14,31% e uma eficiência térmica total de 52,22%. Em contraste, a configuração tradicional com uma folha de material absorvedor atrás das células fotovoltaicas alcançou eficiências de 13,92% e 48,25%, respectivamente. A temperatura das células fotovoltaicas foi significativamente reduzida na configuração com dupla camada de vidro, devido à maior capacidade de extração de calor. A eficiência exérgica também foi superior no sistema com duas camadas

Figura 2.1: Esquema representativo do sistema PV/T bi-fluido: (a) configuração com duas camadas de vidro e (b) configuração com uma camada de material absorvedor



- 1 - Vidro de proteção 1; 2 - Vidro de proteção 2; 3 - Módulo PV; 4 - Ar confinado;
 5 - Painel traseiro; 6 - Tubo; 7 - Água; 8 - Folha traseira do painel;
 9 & 10 - Entrada e saída d'água; 11 & 12 - Entrada e saída de ar.

Fonte: Adaptado de Hussain et al. [32]

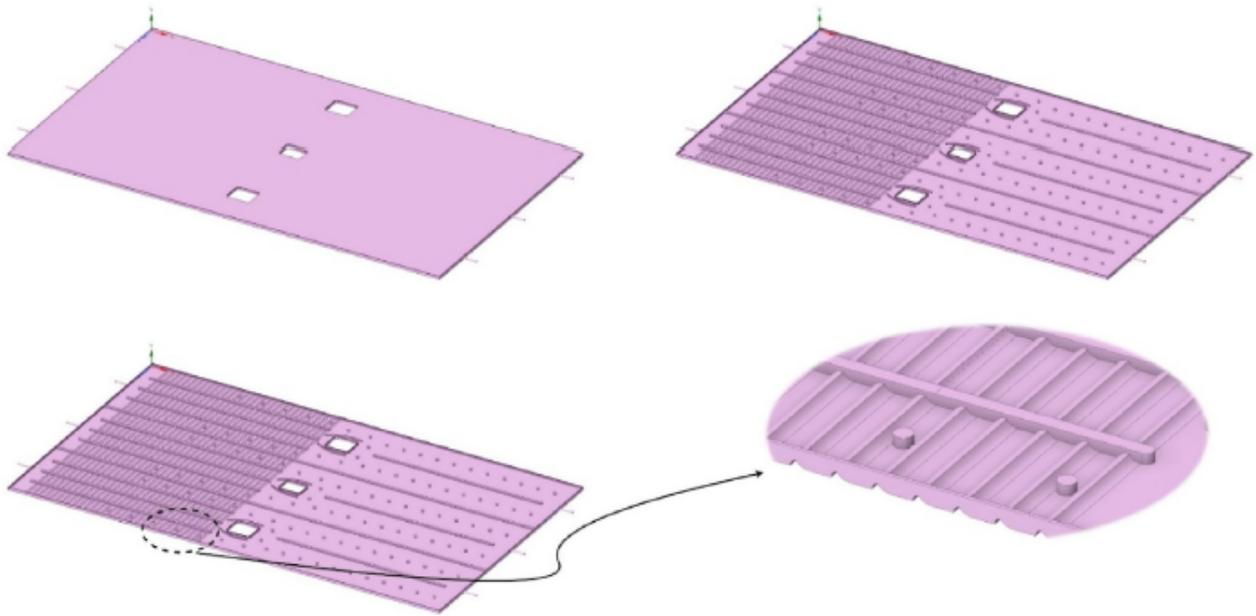
de vidro, atingindo 14,25%, contra 13,87% da configuração tradicional.

Os autores concluíram que configuração PV-T com duas camadas de vidro, integrada com um trocador de calor de fluido duplo, mostrou-se mais eficiente tanto em termos térmicos quanto elétricos, sendo uma escolha promissora para aplicações que requerem produção simultânea de eletricidade e calor. A maior eficiência térmica e a redução na temperatura das células fotovoltaicas foram os principais fatores que contribuíram para o melhor desempenho dessa configuração.

Nesse mesmo contexto dos modelos numéricos de sistemas PV/T, Yildirim et al. [33] propuseram um design inovador de um sistema de resfriamento térmico para painéis fotovoltaicos, utilizando água como fluido refrigerante. O objetivo principal do estudo foi desenvolver e analisar um modelo teórico de um coletor térmico acoplado a painéis fotovoltaicos para melhorar a eficiência de conversão elétrica e a eficiência térmica e, ao mesmo tempo, mitigar os efeitos negativos do aumento da temperatura sobre a eficiência elétrica dos módulos solares. O estudo utilizou um modelo térmico bidimensional para prever a distribuição de temperatura nas camadas do painel fotovoltaico. Ilustrado na Figura 2.2, o design da caixa de resfriamento consiste

em três canais divididos para cada fluxo, e cada seção tem uma entrada e uma saída. As três aberturas do meio são dispostas para se encaixar na conexão elétrica do módulo fotovoltaico.

Figura 2.2: Caixa de resfriamento do sistema PV/T



Fonte: Yildirim et al. [33]

Em um outro estudo, Hussain et al. [34] avaliou o desempenho de um sistema fotovoltaico-térmico (PV/T) utilizando uma combinação de nanofluido de CuO e ar como fluidos de resfriamento. O estudo teve como foco analisar a eficiência térmica e elétrica do sistema em condições externas estáveis, comparando os resultados com testes realizados em ambientes internos. Foram conduzidos testes experimentais em condições reais ao ar livre, na cidade de Cheonan, Coreia do Sul. O sistema PV-T foi equipado com trocadores de calor para nanofluido (CuO) e ar, e os testes foram realizados com várias taxas de fluxo para identificar a combinação ideal. O nanofluido foi preparado com nanopartículas de CuO de tamanho entre 10-25 nm e uma concentração de 1% em água deionizada. A eficiência térmica e elétrica foi medida, com destaque para diferentes regimes de fluxo (laminar, transição e turbulento).

Os resultados publicados pelos autores [34] mostraram que o sistema PV-T com nanofluido e ar apresentou melhor desempenho em comparação com o uso de água e ar, ou com cada fluido individualmente. A eficiência térmica máxima registrada foi de 91,1%, enquanto a eficiência elétrica chegou a 15,69% no regime de fluxo turbulento. O uso de nanofluido de CuO melhorou a extração de calor, reduzindo a temperatura das células fotovoltaicas em até 12°C em relação ao sistema que utilizava apenas ar. A eficiência energética total do sistema com nanofluido foi superior à do sistema com água, especialmente em taxas de fluxo mais elevadas. Segundo os autores, este sistema se mostrou promissor para aplicações em edifícios com alta demanda

de energia e espaço limitado, oferecendo maior eficiência térmica e uma menor necessidade de energia para o bombeamento dos fluidos. O trabalho conclui que o sistema alimentado por nanofluido pode ser uma solução inovadora e eficiente para sistemas solares combinados.

Ainda no contexto dos estudos de nanofluidos aplicados a sistemas PV/T, Sohani et al. [35] realizaram uma investigação com base na literatura para identificar o nanofluido mais adequado para melhorar o desempenho de sistemas fotovoltaico-térmicos (PV-T) com base em múltiplos critérios, como confiabilidade, eficiência elétrica e térmica, produção de energia, período de retorno financeiro e redução de CO₂. A pesquisa utilizou o processo de hierarquia analítica (AHP) como ferramenta de tomada de decisão para selecionar a melhor alternativa entre cinco opções: uso individual de PV, sistema PV-T baseado em água pura, e três sistemas PV-T usando nanofluidos à base de Al₂O₃, TiO₂ e ZnO. Os dados experimentais foram coletados ao longo de um ano utilizando um módulo multicristalino de 250 W, considerando a produção de energia anual, eficiências elétrica e térmica médias, confiabilidade e emissões de CO₂ evitadas.

Os principais resultados obtidos pelos autores estão elencados a seguir:

- O sistema PV-T utilizando nanofluido de ZnO foi considerado a melhor opção, com uma produção anual de energia de 632,5 kWh, eficiência elétrica de 14,65% e eficiência térmica de 47,63%. Este sistema também se destacou pela redução de 853,8 kg de CO₂ e confiabilidade de aproximadamente 0,986, sendo a mais alta entre todas as alternativas;
- O período de retorno (PBP) do sistema com nanofluido de ZnO foi de 5,12 anos, cerca de 10% menor que seu principal concorrente, o sistema baseado em TiO₂;
- O incremento na eficiência elétrica dos sistemas quando o resfriamento é empregado não é tão alto quanto o aumento na produção de energia. O módulo PV sem resfriamento apresentou eficiência média anual de 13,54%, enquanto que, para o sistema com resfriamento, a maior eficiência foi apresentada pelo ZnO, sendo de 14,65%.

Os autores [35] concluem o estudo afirmando que o nanofluido de ZnO oferece o melhor desempenho para sistemas PV/T, proporcionando uma combinação eficiente de produção de energia, confiabilidade e benefícios ambientais. O uso de TiO₂ também é promissor, mas inferior ao ZnO em alguns aspectos importantes, como o período de retorno. Sistemas baseados em água pura ainda são competitivos, mas menos eficazes do que os sistemas com nanofluidos.

2.2 Motores termomagnéticos

Em seu trabalho, Kishore & Priya [23], realizaram uma revisão acerca da tecnologia de aproveitamento da energia termomagnética, que utiliza gradientes térmicos para gerar eletricidade a partir do calor residual. O principal objetivo do trabalho foi revisar e reorganizar cronologicamente as descobertas sobre dispositivos termomagnéticos, avaliando seu potencial de conversão de energia térmica em eletricidade, especialmente sob baixas diferenças de temperatura, perto da temperatura ambiente. Os autores classificam os dispositivos termomagnéticos em dois tipos principais: ativos (com conversão direta de energia) e passivos (com conversão

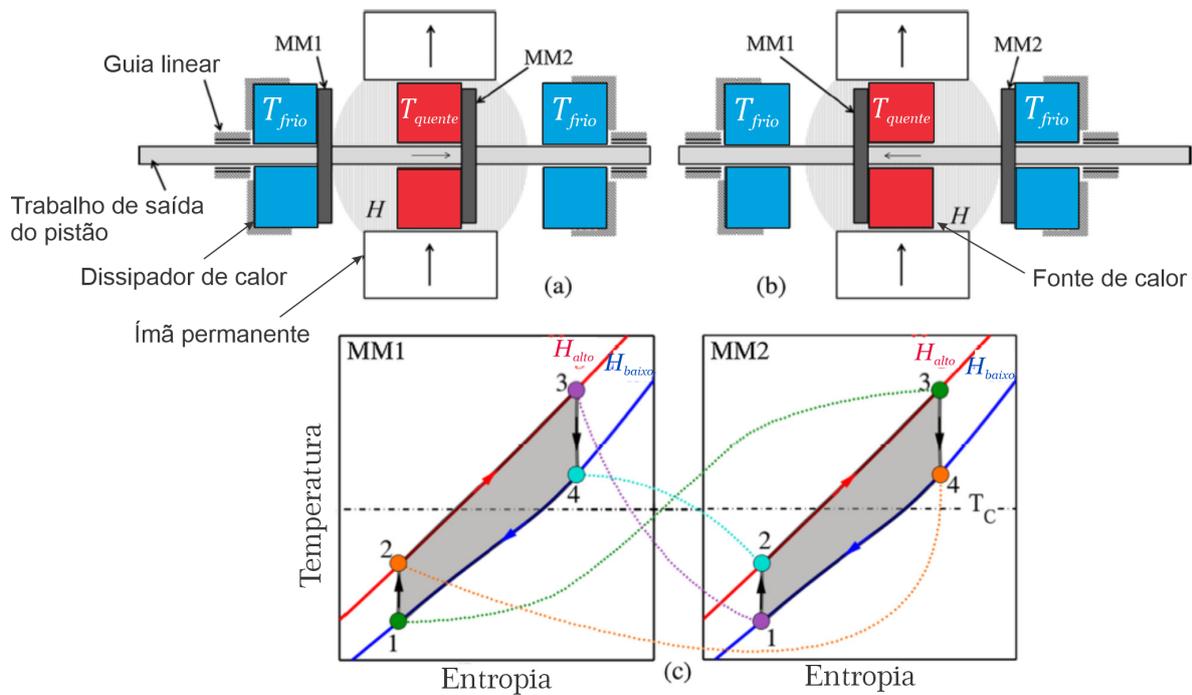
indireta via energia mecânica). Eles analisaram o desempenho de diversos materiais ferromagnéticos empregados como material de trabalho nesses dispositivos, como gadolínio e ligas Heusler, que apresentam transição magnética próxima da temperatura ambiente, o que facilita a conversão de calor em eletricidade. Como principais resultados, os autores pontuaram que dentre os materiais magnéticos de trabalho, o gadolínio foi considerado o mais popular devido à sua transição magnética próxima à temperatura ambiente, apresentando eficiências distintas para gadolínio monocristal ($\eta_{abs} = 0,34\%$, $\eta_{rel} = 20,5\%$) e policristalino ($\eta_{abs} = 0,19\%$, $\eta_{rel} = 11,4\%$). Ligas Heusler, que oferecem uma eficiência intermediária entre o gadolínio monocristal e policristalino ($\eta_{abs} = 0,2\%$, $\eta_{rel} = 15,9\%$) são promissoras. Foi observado que dispositivos termomagnéticos passivos, como motores termomagnéticos, têm desempenho inferior em comparação aos dispositivos ativos. No entanto, dispositivos passivos podem ser usados de forma eficaz como um atuador ou onde o movimento linear ou rotacional é necessário continuamente.

O estudo [23] conclui que os dispositivos termomagnéticos têm grande potencial para aproveitar o calor residual em condições de baixa temperatura, mas ainda apresentam desafios em termos de eficiência e implementação em larga escala. Com materiais adequados e projetos otimizados, essa tecnologia pode ser uma alternativa viável para o aproveitamento de energia térmica residual.

Com o objetivo de avaliar a influência de parâmetros de operação sobre o desempenho de motores termomagnéticos, Bessa et al. [36] examinaram a relevância da temperatura, do campo magnético aplicado e do fator desmagnetizante sobre a eficiência (η) e o trabalho específico (w) desses motores. Utilizando o ciclo Brayton para modelar um motor termomagnético de movimento linear que utiliza dois leitos magnéticos (MM1 e MM2), conforme indicado na Figura 2.3, os autores realizaram uma análise termodinâmica do ciclo, em que o trabalho específico produzido e a eficiência relativa foram calculados em diferentes cenários de temperatura, variação de campo magnético e fatores de desmagnetização.

Com base no modelo termodinâmico estudado por Bessa et al. [36], Kaneko et al. [37] desenvolveram um motor termomagnético linear utilizando esferas de gadolínio como material magnético. com objetivo de converter energia térmica em energia mecânica por meio da transição de fase magnética do gadolínio, controladas pela troca de calor com correntes de água quente e fria. O experimento foi projetado com base em um circuito magnético em forma de "duplo C", que utiliza ímãs de NdFeB para gerar duas regiões de alto campo magnético, onde dois trocadores de calor magnéticos (TCMs) operam em fases magnéticas opostas (defasagem). Quando um MHE é aquecido acima da temperatura de Curie (50°C) e o outro é resfriado abaixo desta temperatura (0°C), o desequilíbrio nas forças magnéticas produz movimento linear. O fluido utilizado na troca de calor é uma mistura de água e etileno glicol. O sistema de testes incluiu termopares para medir a temperatura nos TCMs, transdutores de fluxo para controlar a vazão do fluido, e válvulas solenoides para alternar o fluxo entre as correntes de fluido quente e frio. A temperatura das correntes quente e fria foi controlada através de dois banhos térmicos. As forças estáticas foram medidas em várias temperaturas e posições dos TCMs, enquanto os testes dinâmicos avaliaram a potência gerada pelo motor. Nos testes estáticos, os trocadores de calor magnéticos apresentaram uma força máxima de 360 N a 0°C , na posição de 30 mm em relação ao centro da abertura do circuito magnético. A força diminuiu à medida que a temperatura aumentou, deslocando o pico de força para 25 mm. Os resultados

Figura 2.3: Motor termomagnético baseado no motor de Tesla (a) MM1 está trocando calor com o dissipador de calor, enquanto MM2 troca calor com a fonte de calor. (b) MM1 está trocando calor com a fonte de calor, enquanto MM2 troca calor com o dissipador de calor. (c) Ciclos Brayton magnéticos “em defasagem” desenvolvidos por MM1 e MM2. 1, 2, 3 e 4 são os estados termodinâmicos



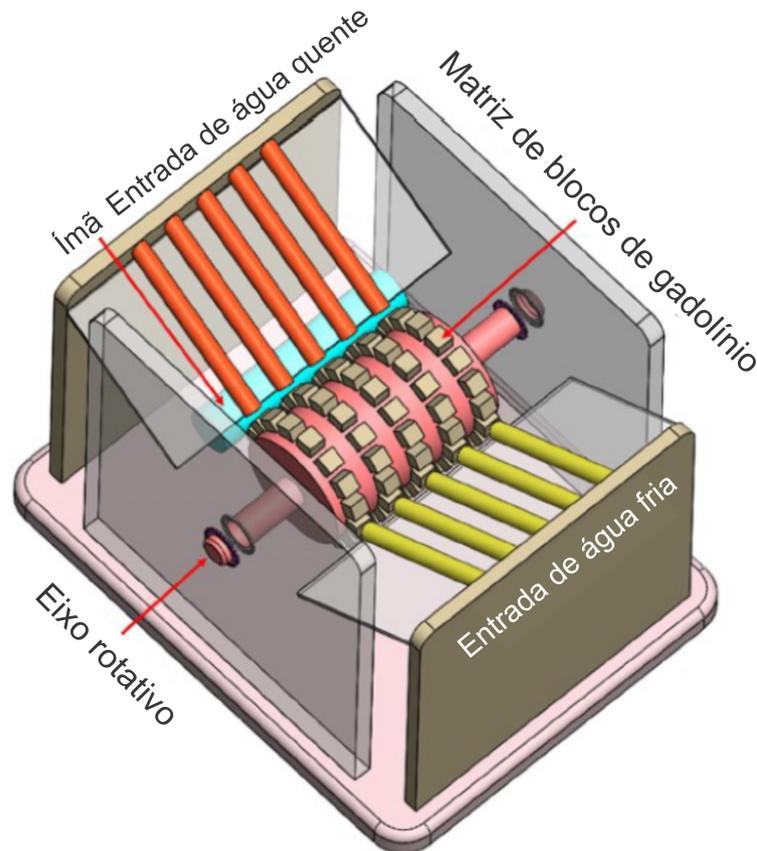
Referência: Adaptado de Bessa et al. [36]

foram validados por comparação com uma avaliação teórica. Nos testes dinâmicos, o motor gerou uma potência máxima de 0,41 W operando a uma frequência de 0,5 Hz (30 rpm). O artigo observa que a densidade de potência específica foi de 1,79 W por kg de gadolínio, o que representa uma melhoria de 9 vezes em relação a designs anteriores. Os autores concluíram que, embora os resultados sejam preliminares, o conceito proposto demonstrou viabilidade, com oportunidades de melhorias no desempenho futuro.

Ahmed et al. [38] apresentaram um estudo cujo objetivo foi otimizar o design de um motor termomagnético cilíndrico, com foco em melhorar a eficiência da conversão de calor em energia. O estudo é voltado especificamente para o uso de fontes de calor de baixa temperatura, como calor residual industrial ou fontes geotérmicas. Os autores desenvolvem um modelo matemático detalhado do ciclo termodinâmico do motor termomagnético, baseado no ciclo Brayton. O modelo inclui as equações que governam a transferência de calor e o comportamento magnético do material ferromagnético utilizado no motor, sendo empregado o gadolínio, devido à sua transição magnética em temperaturas próximas à temperatura ambiente. Um ímã com remanência de 1,32 T foi utilizado como fonte de campo magnético. O motor possui um

design cilíndrico, conforme ilustrado na Figura 2.4.

Figura 2.4: Esquema representativo do motor termomagnético



Fonte: Adaptado de Ahmed et al. [38]

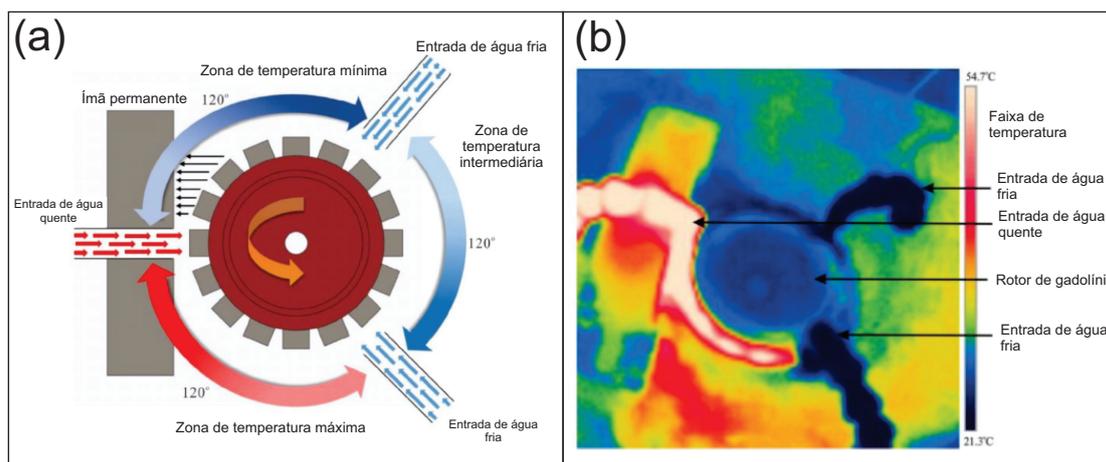
O modelo numérico foi simulado no software COMSOL para verificar o impacto de diferentes parâmetros geométricos e operacionais sobre o desempenho do motor, tais como a geometria do cilindro, a variação do campo magnético aplicado, o ângulo entre as saídas de água quente e fria e a taxa de troca de calor entre o motor e as fontes de calor. A partir análise dos resultados teóricos, um protótipo de bancada foi construído.

Os resultados teóricos [38] indicaram que um ímã permanente cilíndrico apropriadamente dimensionado e posicionado pode produzir torques mais elevados. Quanto ao ângulo entre as saídas de fluido, um ângulo ótimo de $97,5^\circ$ foi encontrado. Foi observado que o aumento no diâmetro do cilindro resultou em uma maior eficiência energética, uma vez que permitiu uma maior área de troca de calor e uma redução no fator desmagnetizante. Com relação à influência da temperatura, os resultados experimentais mostraram que o motor pode operar facilmente com uma fonte de calor com temperatura de 45 a 65°C . O motor também pode operar com fonte de calor acima de 65°C , mas isso requer baixas temperaturas do sumidouro térmico (7 a -10°C). Para o protótipo construído, foi obtida uma eficiência térmica de 0,104%. O estudo conclui que é possível otimizar o desempenho de motores termomagnéticos através do ajuste

da geometria do motor e da variação do campo magnético aplicado. O uso de fontes de calor de baixa temperatura, como calor residual industrial, pode ser viabilizado com o projeto otimizado proposto, especialmente se a geometria cilíndrica for cuidadosamente ajustada para minimizar o fator desmagnetizante.

Mehmood et al. [39] investigaram e desenvolveram um motor termomagnético rotativo com o objetivo de recuperar calor residual para gerar trabalho mecânico. O estudo se concentra em avaliar a eficiência da conversão de calor em energia mecânica. O motor utiliza gadolínio como material magnetocalórico de trabalho, configurado em 16 blocos prismáticos dispostos ao longo da circunferência de um cilindro. Seu funcionamento é baseado no gradiente de temperatura ao longo dos blocos, o que provoca a rotação do cilindro. A Figura 2.5 exhibe a configuração do motor estudado. O sistema foi equipado com sensores de temperatura e medidores de fluxo para monitorar o comportamento térmico e magnético durante a operação. Após os testes iniciais, focados na otimização, foram realizadas modificações no protótipo, incluindo a adição de uma entrada extra de água quente e mais um ímã permanente.

Figura 2.5: (a) Esquema representativo; (b) Termografia do motor em regime permanente



Fonte: Adaptado de Mehmood et al. [39]

Os testes experimentais [39] envolveram uma fonte de calor de baixa temperatura e um sistema de resfriamento, simulando condições típicas de aproveitamento de calor residual. A temperatura da água quente foi aumentada gradualmente de 298 para 368 K, enquanto a temperatura da água fria foi mantida constante em 294 K. As vazões para as entradas de água quente e fria foram de 400 mL/min e 800 mL/min, respectivamente. O motor foi testado sob diferentes condições operacionais para avaliar o desempenho em termos de potência gerada, eficiência e variação de temperatura do material. Os resultados demonstraram que o motor foi capaz de converter calor de uma fonte a baixa temperatura. Com as melhorias no protótipo, a potência aumentou de 883 mW para 1049 mW, representando um incremento de 18,79%. Os autores concluíram que o motor termomagnético proposto tem potencial para aproveitar fontes de energia térmica provenientes de calor residual. O estudo destaca que há margem para me-

lhorias no design do motor e nos materiais utilizados, o que pode aumentar significativamente a eficiência de conversão. Estudos futuros serão direcionados à otimização do sistema, incluindo o uso de novos materiais magnéticos com propriedades ajustadas para diferentes temperaturas de operação.

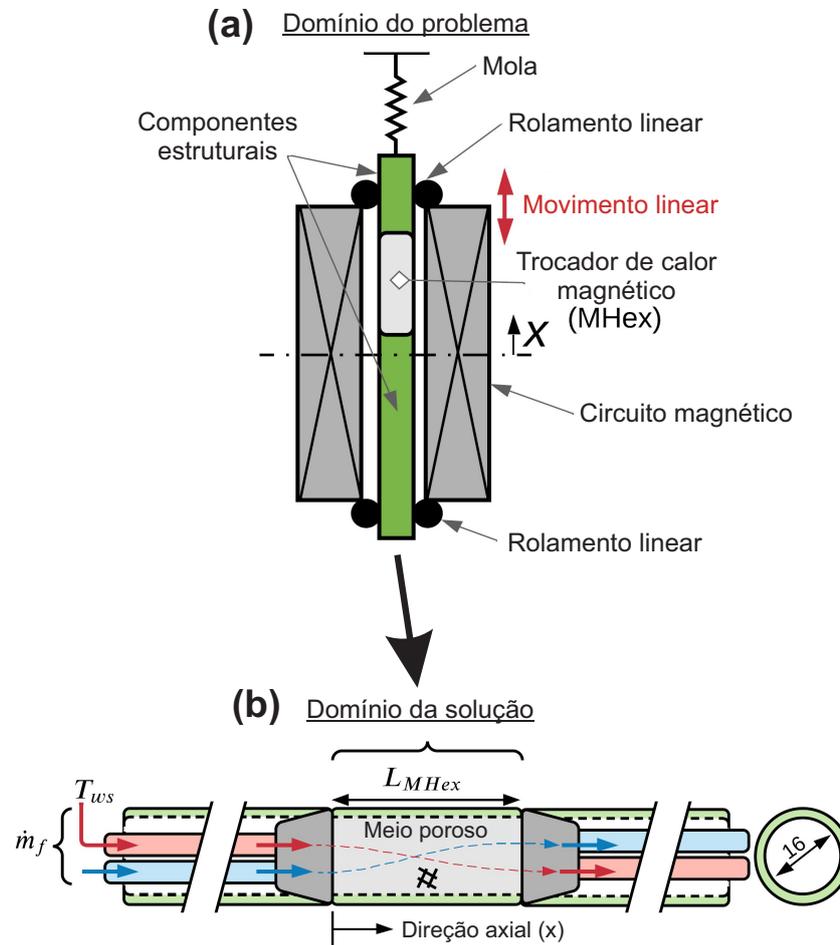
Em seu trabalho, Evaristo et al. [40] modelaram e simularam o desempenho de um motor termomagnético linear com retorno por gravidade. O objetivo desse estudo foi avaliar os impactos de diversos parâmetros, como as perdas devido ao fator desmagnetizante e o efeito magnetocalórico (EMC), nas condições operacionais e no desempenho térmico do motor.

O motor opera com um ciclo baseado no ciclo de Ericsson e utiliza um circuito magnético em forma de "C", construído com blocos de ímãs permanentes de NdFeB capaz de gerar um campo magnético máximo de 1,0 T. O TCM consiste em segmentos prismáticos de gadolínio com canais circulares através quais escoam, alternadamente, correntes de fluido quente e frio. O modelo matemático desenvolvido resolve as equações de energia para as fases sólida e fluida, utilizando o método de volumes finitos, implementado no MATLAB. Nas simulações, foram considerados as perdas por desmagnetização e o EMC, além da variação das propriedades térmicas e magnéticas do gadolínio em função da temperatura e do campo magnético. As simulações mostraram que o motor gera uma potência máxima de 0,3 W para uma taxa de fluxo de 1,5 L/min, com 20 segmentos no trocador de calor magnético. A análise indicou que o motor precisa de uma diferença de temperatura mínima para operar corretamente: $\Delta T > 8$ K para o caso sem perdas e > 14 K quando as perdas devido ao fator desmagnetizante são consideradas. Os autores observaram que o EMC teve um impacto menor no desempenho do motor, pois as variações de campo magnético não foram suficientes para afetar significativamente a operação. O aumento da diferença de temperatura entre os reservatórios térmicos resultou em maior potência gerada, mas o ganho foi menos expressivo para ΔT superiores a 20 K.

O estudo [40] concluiu que a otimização de parâmetros geométricos e operacionais, como a taxa de fluxo e a segmentação do trocador de calor magnético, pode melhorar o desempenho do motor. Embora a potência gerada tenha sido relativamente baixa (máximo de 0,4 W), os resultados são consistentes com a literatura e indicam o potencial para melhorias no design.

Corrêa et al. [41] propuseram um modelo matemático para otimizar o desempenho de um motor termomagnético linear acoplado a um mecanismo de mola. O estudo foca na simulação do ciclo termodinâmico e no processo de transferência de calor do motor, que utiliza um TCM preenchido com microesferas de gadolínio como material de trabalho. A Figura 2.6 exibe um esquema representativo do problema. A troca térmica no material ocorre por meio de fluxos de fluidos quente e frio através do TCM, configurado como um meio poroso. A metodologia empregada inclui a minimização da entropia total gerada e da razão de trabalho reverso (back work ratio - BWR) por meio de rotinas computacionais.

Figura 2.6: Motor termomagnético linear acoplado a um mecanismo de mola: (a) o domínio do problema contém o ímã, TCM, mola e componentes estruturais, incluindo mancais; (b) o domínio da solução contém apenas o TCM modelado como um meio poroso



Fonte: Adaptado de Corrêa et al. [41]

Os resultados [41] indicam que o motor otimizado é capaz de gerar $5,00 \pm 0,15$ W de potência líquida, com um BWR mínimo de 12% da potência total. As principais variáveis otimizadas foram o comprimento do trocador de calor magnético (52 mm), a constante da mola (1560 N/m), a taxa de fluxo de massa (80 kg/h) e a temperatura da fonte quente (310–330 K). O modelo também considerou perdas por condução axial, transferência de calor intersticial e dissipação viscosa. Os valores obtidos mostram que motores termomagnéticos podem ser projetados com alta eficiência ao aplicar técnicas de otimização baseadas nas leis da termodinâmica. No entanto, apesar da elevada potência prevista, é importante ressaltar que o trabalho se trata de um estudo teórico, e um protótipo não foi construído para validar os resultados.

Devido a suas propriedades, é difundido que materiais de transição magnética de primeira ordem apresentam diversas limitações que limitam seu uso em aplicações práticas [42]. Nesse

contexto, de Jesus et al. [43], investigaram um modelo termodinâmico de um motor termomagnético de movimento linear usando materiais magnetocalóricos com transições de primeira (TFPO) e segunda ordem (TFSO), analisando principalmente o trabalho específico (w) produzido pelo motor. O principal objetivo do trabalho foi comparar o desempenho do motor utilizando esses dois tipos de materiais destacando as perdas internas, como o fator desmagnetizante (N) e a histerese térmica e magnética a cada ciclo do motor. Foram empregados os ciclos Brayton e Ericsson para avaliar o trabalho específico sob diferentes condições de temperatura. O motor funciona com base em um equilíbrio entre forças magnéticas e uma força externa (gravitacional, elástica ou magnética). Essa força depende da magnetização do material, que muda com a temperatura. Com relação à troca térmica do material magnetocalórico com os fluidos quente e frio, um modelo simplificado foi usado para calcular a transferência de calor entre o fluido de trabalho e o material magnético durante os processos de resfriamento e aquecimento. As perdas de campo de desmagnetização interna, perdas de calor para o ambiente e histerese magnética e térmica foram consideradas para entender como esses fatores reduzem o trabalho específico do motor. O gadolínio (Gd), que representa um material de transição de segunda ordem, e o $\text{La}(\text{Fe},\text{Mn},\text{Si})_{13}\text{H}_y$ e $\text{MnFeP}_x\text{As}_{1-x}$, de transição de primeira ordem, foram simulados.

A partir dos resultados [43], um w máximo de 76,4 J/kg foi obtido para uma variação de campo de 1 T e uma diferença de temperatura de 40 K. Os ciclos ideais Ericsson e Brayton foram comparados e o ciclo Ericsson mostrou um desempenho ligeiramente superior em diferenças de temperatura mais baixas. Para um ΔT de 10 K, uma diferença de 25,1% foi observada. Por outro lado, para um ΔT de 40 K, uma diferença de 3% foi observada com vantagem para o ciclo Brayton. O campo desmagnetizante interno reduz o trabalho específico, especialmente para diferenças de temperatura maiores, com redução de 42% para ΔT máximo de 40 K e $N = 1$. Embora as perdas de calor para o ambiente também reduzam a produção de trabalho, elas têm um impacto menor sobre o trabalho em comparação com as perdas desmagnetizantes. Com relação à histerese, observou-se que a histerese magnética tem um impacto negativo menor na produção de trabalho e pode ser desconsiderada em modelos mais avançados. Por outro lado, os resultados indicam que a histerese térmica leva a um aumento no período total do ciclo, mas para as propriedades dos materiais magnetocalóricos simulados, o ganho no trabalho magnético é vantajoso e a potência produzida é maior, mesmo considerando a histerese térmica. No entanto, à medida que a eficácia da troca térmica diminui, o ganho na potência produzida também é reduzido, enfatizando a importância de projetar o trocador de calor que favoreça a troca térmica. Além disso, é crucial observar que materiais magnéticos com maior histerese térmica podem estender significativamente o período do ciclo. Em tais casos, a histerese térmica pode não representar necessariamente uma melhoria na potência produzida. Portanto, a seleção adequada de materiais magnetocalóricos de primeira ordem se torna fundamental no projeto de um motor termomagnético.

O estudo [43] conclui que motores termomagnéticos baseados em materiais com TFPO têm potencial para superar os com TFSO em termos de trabalho específico, especialmente quando otimizados para ciclos com baixa variação de temperatura. Entretanto, as histereses térmica e magnética e as perdas por desmagnetização devem ser cuidadosamente tratadas no projeto do motor, uma vez que afetam tanto a potência quanto o tempo de ciclo. Materiais

com grandes histereses podem aumentar o trabalho produzido por ciclo, porém ao prolongar o período, podem impactar negativamente a potência líquida.

2.3 Contribuições científicas deste trabalho

Dentre os trabalhos listados, observa-se que a maioria foca em estudos teóricos, nos quais o motor é avaliado por meio de modelos termodinâmicos ou protótipos em ambientes controlados, a fim de investigar seu impacto no desempenho do motor. Embora seja citado que o objetivo desses dispositivos seja aproveitar fontes de calor residual de baixa temperatura, ainda são escassos os estudos que abordam a operação dos motores em conjunto com sistemas térmicos que sejam potenciais fontes de calor para esses dispositivos. Nesse sentido, a análise de sistemas integrados não só enriquece a literatura existente, como também permite uma avaliação mais realista do desempenho dos motores termomagnéticos.

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nesta seção são apresentados os conceitos fundamentais necessários para a compreensão dos temas tratados ao longo deste trabalho. Inicialmente, são abordados o conceito de magnetismo e tópicos relacionados. Em seguida, discorre-se sobre os dispositivos termomagnéticos e seu princípio de operação. Após isso, trata-se brevemente dos processos de transferência de calor e algumas definições de métodos numéricos. Finalmente, a concepção de painéis solares fotovoltaicos é abordada e seus tópicos relacionados.

3.1 Magnetismo

Fundamentalmente, o magnetismo pode ser descrito como um fenômeno físico no qual os materiais exercem uma força ou influência de atração ou repulsão sobre outros materiais. Os princípios e mecanismos que explicam os fenômenos magnéticos são complexos e sutis, confundindo cientistas até tempos relativamente recentes [1, 44]. Alguns conceitos básicos a respeito desse tema são definidos a seguir.

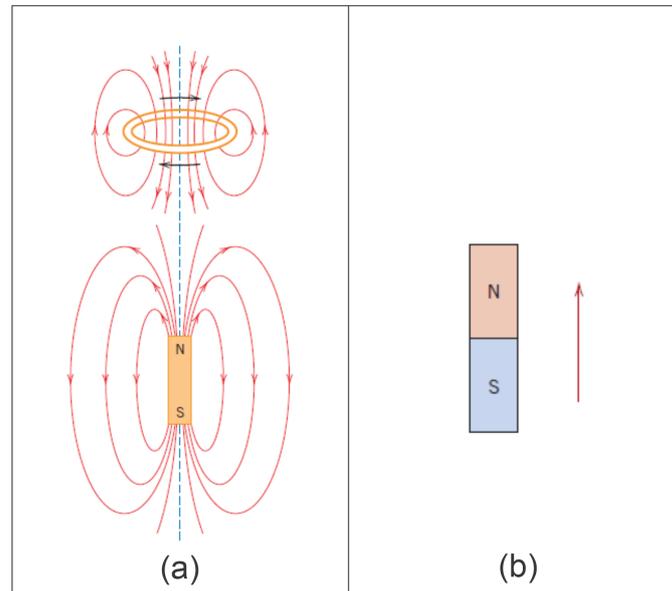
3.1.1 Dipolos magnéticos

As forças magnéticas surgem devido ao movimento de partículas carregadas eletricamente, e essas forças são adicionais às possíveis forças eletrostáticas presentes. É comum abordar as forças magnéticas em termos de campos, onde linhas imaginárias são utilizadas para indicar a direção da força nas proximidades da fonte do campo [45]. A Fig. 3.1(a) ilustra a distribuição de um campo magnético, representada por linhas de força, para uma corrente circular e para um ímã.

Os dipolos magnéticos encontrados em materiais magnéticos podem ser concebidos como pequenos ímãs compostos por um polo norte e um polo sul, em contraste com cargas elétricas positivas e negativas. A Fig. 3.1(b) mostra um esquema em que os dipolos magnéticos são representados por setas. Assim como os dipolos elétricos são influenciados pelos campos elétricos, os dipolos magnéticos respondem aos campos magnéticos de maneira similar. Quando dipolos estão imersos em um campo magnético, a força intrínseca do campo exerce um momento que busca alinhar os dipolos em relação ao campo. Um exemplo comum disso é a orientação da agulha de uma bússola magnética de acordo com o campo magnético terrestre.

Diferentemente de cargas elétricas, que podem ser isoladas, um dipolo magnético, como o nome sugere, sempre será composto por dois polos: o polo norte magnético, de onde o campo magnético emana, e o polo sul magnético, para onde as linhas de campo convergem. Portanto,

Figura 3.1: (a) Linhas de força de um campo magnético; (b) Momento magnético em um dipolo magnético.



Referência: Adaptado de Callister et al. [1]

quando se divide um ímã ao meio, dois novos ímãs irão surgir.

3.1.2 Origem dos Momentos Magnéticos

As propriedades magnéticas macroscópicas dos materiais decorrem dos momentos magnéticos associados aos elétrons individuais. Apesar de alguns conceitos fundamentais envolverem princípios quântico-mecânicos complexos, a ideia principal pode ser apresentada de forma simplificada, com detalhes omitidos para fins de clareza.

Cada elétron em um átomo possui momentos magnéticos originados de duas fontes principais:

- **Momento Magnético Orbital:** Relaciona-se ao movimento orbital do elétron ao redor do núcleo do átomo. Esse movimento cria um campo magnético, semelhante a um circuito circular com corrente, gerando um momento magnético alinhado ao eixo de rotação, como ilustrado na Fig. 3.2(a).
- **Momento Magnético de Spin:** Decorre do movimento de rotação do elétron em torno do próprio eixo. Esse momento magnético está alinhado ao eixo de rotação e pode apontar "para cima" ou "para baixo", como mostrado na Fig. 3.2(b).

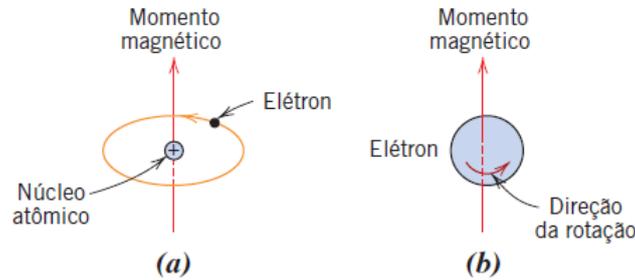


Figura 3.2: Momentos magnéticos: (a) orbital e (b) de *spin*. Fonte: Callister et al. [1].

Os momentos magnéticos são quantificados. O magnéton de Bohr (μ_B), unidade fundamental do momento magnético, possui uma magnitude de $9,27 \times 10^{-24} \text{ A} \cdot \text{m}^2$. Para cada elétron, o momento magnético de *spin* é $\pm\mu_B$, sendo positivo para *spin* "para cima" e negativo para *spin* "para baixo".

Nos átomos, momentos magnéticos podem se anular. Pares de elétrons com spins opostos têm seus momentos orbitais e de spin cancelados mutuamente. Em átomos com camadas eletrônicas completamente preenchidas, ocorre cancelamento total de ambos os momentos, impossibilitando a magnetização permanente. Exemplos incluem gases inertes (He, Ne, Ar) e materiais iônicos.

Isso conduz ao conceito de diferentes tipos de magnetismo. Dentre esses tipos, os principais são o diamagnetismo, paramagnetismo e ferromagnetismo, abordados mais detalhadamente em uma seção posterior. Todos os materiais exibem pelo menos um tipo de magnetismo, com o comportamento dependendo da resposta dos elétrons e dos dipolos magnéticos atômicos à aplicação de um campo magnético externo [1, 46].

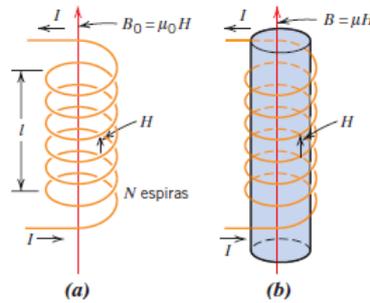
3.1.3 Vetores do campo magnético

Os fenômenos magnéticos são descritos através de diversos parâmetros. O **campo magnético aplicado** externamente é designado por \vec{H} . Se o campo magnético for gerado por meio de uma bobina cilíndrica (ou solenoide), formada por N espiras de espaçamento compacto, com comprimento l e que conduz uma corrente com magnitude I , sua intensidade é dada pela Eq. (3.1).

$$H = \frac{NI}{l} \quad (3.1)$$

Um esquema representativo desse arranjo é ilustrado na Fig. 3.3. O campo magnético resultante da corrente circular e do ímã é mostrado na Fig. 3.1(a). No SI, as unidades do módulo de \vec{H} são ampères-espiras por metro ($\text{A-espira} \times \text{m}^{-1}$), ou simplesmente ampères por metro.

Figura 3.3: (a) Campo magnético produzido por uma corrente percorrendo uma bobina; (b) Densidade de fluxo magnético produzida no interior de um material sólido



Referência: Callister et al. [1]

A **indução magnética**, ou densidade do fluxo magnético, denotada por \vec{B} , quantifica a magnitude do campo interno dentro de uma substância sujeita ao campo \vec{H} . No SI, a unidade do módulo de \vec{B} é o tesla [ou weber por metro quadrado ($\text{Wb}\cdot\text{m}^{-2}$)]. Ambos \vec{B} e \vec{H} são vetores de campo, caracterizados não só pela sua magnitude, mas também pela sua orientação no espaço.

A relação entre a intensidade do campo magnético e a densidade do fluxo é expressa pela Eq. (3.2). Nessa equação, μ é conhecido como **permeabilidade magnética**, uma característica do meio particular onde o campo \vec{H} está presente e onde \vec{B} é calculado. Logo, ela indica o quanto o meio é permeável em termos de campo magnético. A permeabilidade é medida em weber por ampère-metro ($\text{Wb}\cdot\text{A}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$) ou henry por metro ($\text{H}\cdot\text{m}^{-1}$).

$$\vec{B} = \mu\vec{H} \quad (3.2)$$

A permeabilidade do vácuo (μ_0) é uma constante universal, com valor de $4\pi\cdot 10^{-7} \text{ H}\cdot\text{m}^{-1}$, sendo usada como referência para comparar e classificar materiais quanto à sua resposta a um campo aplicado. É muito comum a permeabilidade do ar ser aproximada pelo valor da permeabilidade do vácuo. Considerando que a bobina da Fig. 3.3(a) esteja em condições ambientes normais, por exemplo, a indução magnética no interior da bobina é calculada com base na permeabilidade do vácuo. A razão entre a permeabilidade de um material e a permeabilidade no vácuo é chamada de permeabilidade relativa (μ_r), dada pela Eq. (3.3), sendo um parâmetro adimensional e intrínseco de cada material. A permeabilidade relativa é a medida do grau segundo o qual um material responde à aplicação de um campo magnético, representando a facilidade pela qual um campo \vec{B} pode ser induzido no interior do material quando este é submetido a um campo externo \vec{H} .

$$\mu_r = \frac{\mu}{\mu_0} \quad (3.3)$$

Uma outra grandeza de campo é a **magnetização** (\vec{M}) de um sólido. Essa propriedade indica a tendência dos momentos magnéticos no interior de um material se alinharem na presença de um campo magnético \vec{H} e reforçar esse campo, em virtude de seus próprios campos magnéticos. A contribuição da magnetização para a densidade de fluxo magnético é expressa através da Eq. (3.4).

$$\vec{B} = \mu_0 \vec{H} + \mu_0 \vec{M} \quad (3.4)$$

A magnetização se relaciona com o campo aplicado através da Eq. (3.5), em que χ_m é a **suscetibilidade magnética** do material, sendo adimensional. A suscetibilidade magnética e a permeabilidade relativa, por sua vez, estão relacionadas segundo a Eq. (3.6).

$$\vec{M} = \chi_m \vec{H} \quad (3.5)$$

$$\chi_m = \mu_r - 1 \quad (3.6)$$

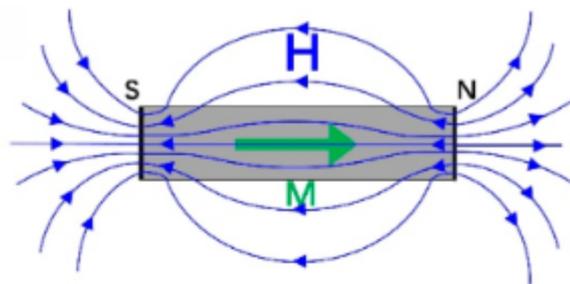
Ao se magnetizar uma amostra, em seu interior manifesta-se um campo com sentido contrário ao campo externo, conhecido como **campo desmagnetizante interno** (H_d). Esse campo desmagnetizante, mostrado na Fig. 3.4, reduz o campo interno efetivo no material e sua relação com a magnetização é dada por:

$$\vec{H}_{di} = -N_{ij} \vec{M}_j \quad i, j = x, y, z \quad (3.7)$$

em que N_{ij} é o tensor de desmagnetização, geralmente representado por uma matriz 3×3 . Ao longo dos principais eixos do volume do material, \vec{H}_d e \vec{M}_j são colineares e as principais componentes de N na forma diagonal (N_x , N_y e N_z) são conhecidos como **fatores desmagnetizantes** [47]. Somente dois desses fatores são independentes porque o tensor desmagnetizante tem valor unitário:

$$N_x + N_y + N_z = 1 \quad (3.8)$$

Figura 3.4: Ilustração das linhas de campo magnético \vec{H} em azul, onde as linhas no interior do material representam o campo desmagnetizante interno



Referência: Adaptado de Zhou et al. [48]

É prática comum utilizar o fator desmagnetizante para obter campos internos aproximados, principalmente para geometrias simples, como cilindros e blocos prismáticos. Devido ao campo desmagnetizante interno, o campo efetivo (\vec{H}_{int}) no interior do volume de material é menor que o campo magnético aplicado, podendo ser estimado através da Eq. (3.9).

$$\vec{H}_{int} = \vec{H}_{ext} - N_d \vec{M} \quad (3.9)$$

Para geometrias cujo eixo de aplicação do campo é alongado, N_d é menor ao longo do eixo maior e maior ao longo do eixo menor. A anisotropia se torna mais forte quando a relação de aspecto aumenta, ou seja, N_d tende a 0 quando a distância entre os "polos" tende a infinito.

3.1.4 Tipos de magnetismo

Como mencionado anteriormente, todos os materiais manifestam algum tipo de magnetismo, ainda que aparentemente imperceptível. O tipo de magnetismo é classificado de acordo com o comportamento magnético dos materiais em resposta a um campo magnético, dependendo da temperatura a qual este material está submetido. Neste trabalho, são abordados o diamagnetismo, o paramagnetismo e o ferromagnetismo.

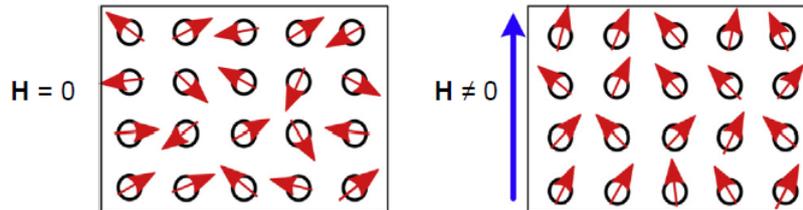
3.1.4.1 Diamagnetismo

O diamagnetismo é uma forma fraca de magnetismo e não permanente, que ocorre somente na presença de um campo magnético externo. Ele surge devido a alterações no movimento orbital dos elétrons, induzidas pela aplicação desse campo magnético. O momento magnético induzido é extremamente pequeno e se orienta de forma oposta ao campo aplicado. Por conseguinte, a permeabilidade relativa (μ_r) é apenas ligeiramente menor que a unidade, e a suscetibilidade magnética (χ_m) é negativa, indicando que a magnitude do campo magnético (B) dentro de um material diamagnético é menor do que no vácuo. A suscetibilidade para materiais diamagnéticos sólidos é da ordem de -10^{-5} [1, 49]. Ao serem colocados entre os polos de um eletroímã forte, os materiais diamagnéticos são atraídos em direção às regiões de menor intensidade do campo magnético.

3.1.4.2 O paramagnetismo e a Teoria de Langevin

Em certos materiais sólidos, cada átomo possui um dipolo magnético permanente devido a um cancelamento parcial dos momentos magnéticos de spin e/ou orbital dos elétrons. Quando não há um campo magnético externo presente, os momentos magnéticos atômicos desses materiais estão orientados aleatoriamente, resultando em uma ausência de magnetização macroscópica detectável em uma amostra do material. O paramagnetismo ocorre quando os momentos magnéticos dos átomos tendem a se alinhar preferencialmente na direção do campo magnético aplicado, como indicado na Fig. 3.5. É um fenômeno bastante sutil, sendo necessário levar em conta também o efeito do diamagnetismo no material para determinar sua reação total ao campo magnético externo. O momento magnético líquido pode surgir devido à presença de elétrons desemparelhados, que contribuem para o momento magnético orbital, ou devido à origem do momento magnético de *spin* proveniente da orientação dos *spins* dos elétrons livres, como nos metais [50]. Quanto às suas propriedades, os materiais paramagnéticos apresentam suscetibilidade positiva, porém muito baixa, na ordem de 10^{-5} a 10^{-2} [51]. Logo, a indução magnética apresenta uma relação de proporcionalidade linear com o campo aplicado, sendo a permeabilidade magnética a constante de proporcionalidade, conforme Eq. (3.2).

Figura 3.5: Esquema representativo da orientação de dipolos magnéticos em materiais paramagnéticos na presença de um campo magnético externo



Referência: Palagummi & Yuan [50]

Paul Langevin [52] forneceu uma interpretação teórica do paramagnetismo em 1905 e, usando a então recém descoberta mecânica estatística de Boltzmann e Gibbs, apresentou uma teoria matemática que mostrou que a suscetibilidade paramagnética é inversamente proporcional à temperatura, enquanto a diamagnética apresenta comportamento independente da temperatura. A Teoria do paramagnetismo de Langevin enuncia que em temperaturas muito baixas, quando a agitação térmica é fraca, os minúsculos momentos magnéticos atômicos tendem a se alinhar ao longo da direção de um campo magnético aplicado, manifestando o efeito paramagnético. Em temperaturas mais altas devido à agitação térmica, momentos magnéticos atômicos menores se alinham ao longo da direção do campo magnético externo, levando a um efeito paramagnético mais fraco. O momento magnético médio por unidade de volume de toda a amostra, *i.e.*, a magnetização, é calculado segundo a Eq. (3.10), dada a seguir.

$$M = \frac{n\mu^2}{3k_B T} H \quad (3.10)$$

Onde μ é o momento magnético de cada átomo, n é a densidade atômica da amostra, k_B é a constante de Boltzmann, T é a temperatura e H é o campo aplicado.

Mantendo-se o campo magnético aplicado constante, a magnetização se torna somente uma função da temperatura e a Eq. (3.10) pode ser reescrita como

$$M = \frac{C}{T} \quad (3.11)$$

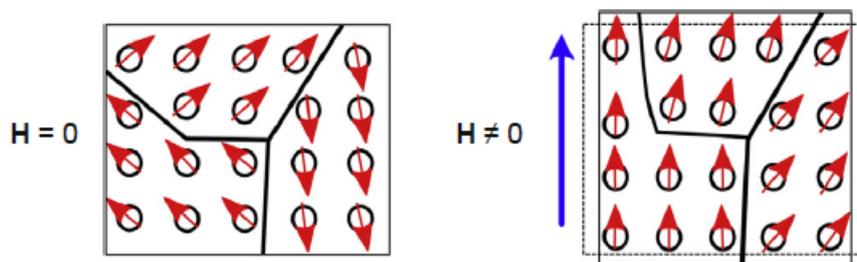
em que em C são contabilizados todos os valores constantes.

3.1.4.3 Ferromagnetismo

No diamagnetismo e no paramagnetismo a magnetização apenas permanece enquanto se mantiver o campo. Alguns materiais metálicos apresentam um momento magnético permanente mesmo na ausência de um campo externo, manifestando magnetizações muito grandes. Essas são as características do ferromagnetismo. São exemplos de materiais ferromagnéticos o ferro (Fe), o cobalto (Co), o níquel (Ni) e alguns terras raras, como o gadolínio (Gd). Materiais dessa classe de magnetismo podem apresentar suscetibilidades bastante elevadas, da ordem de 10^6 [51]. Conseqüentemente, $H \ll M$ e a contribuição da magnetização para a indução magnética se sobrepõe à do campo aplicado.

Nos materiais ferromagnéticos, os momentos magnéticos permanentes resultam dos momentos magnéticos atômicos de *spin* de elétrons que não são cancelados devido a sua estrutura eletrônica. Há também uma contribuição do momento magnético de orbital, porém pequena em comparação ao momento de *spin*. Além disso, o acoplamento de interações resulta em um alinhamento dos momentos de *spin* de átomos adjacentes, mesmo na ausência de um campo externo. Isso está ilustrado esquematicamente na Fig. 3.6. O alinhamento mútuo de *spin* ocorre ao longo de regiões do volume do cristal relativamente grandes, denominadas domínios.

Figura 3.6: Esquema representativo da orientação de dipolos magnéticos em materiais ferromagnéticos na presença de um campo magnético externo



Referência: Palagummi & Yuan [50]

Quando todos os dipolos magnéticos de uma amostra de um sólido ferromagnético estão mutuamente alinhados com o campo externo a máxima magnetização possível é atingida, também chamada de magnetização de saturação (M_s). Correspondente a essa magnetização de saturação existe uma densidade de fluxo magnético de saturação (B_s).

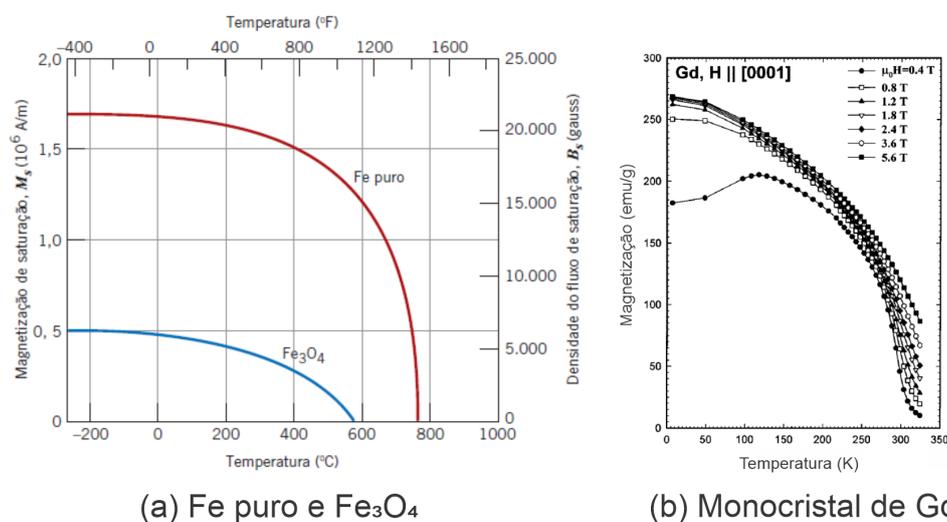
3.1.5 Influência da temperatura sobre o comportamento magnético

A temperatura também pode influenciar as características magnéticas dos materiais. A qualquer temperatura superior a 0 K, a energia térmica faz com que os dipolos magnéticos deixem de estar perfeitamente alinhados; logo, as direções de quaisquer momentos que possam estar alinhados com o campo aplicado tende a se tornar aleatórias com o aumento da temperatura [53]. Ao se aumentar a temperatura de um material ferromagnético, a energia térmica acrescentada aumenta a mobilidade dos domínios, facilitando seu alinhamento com um campo aplicado, mas também impedindo-os de se manterem alinhados quando o campo é removido. A magnetização de saturação diminui gradualmente com o aumento da temperatura e eventualmente cai abruptamente para zero. A temperatura em que isso ocorre se denomina temperatura de Curie, T_c . Cada material apresenta uma determinada T_c . Em certos compostos com aplicação em refrigeração magnética, a T_c pode ser deslocada ao se alterar a composição do material [54].

A Fig. 3.7(a) ilustra o comportamento da magnetização e indução magnética de saturação em função da temperatura para o ferro e para o Fe_3O_4 . Já na Fig. 3.7(b) é mostrada a variação da magnetização em função da temperatura de um monocristal de gadolínio (Gd) para diversos campos magnéticos. É importante ressaltar que, enquanto a magnetização de saturação (M_s)

desaparece ao se atingir a T_c do material em um processo de aquecimento, a magnetização (M) ainda existe, como é possível observar na Fig. 3.7(b), em que mesmo acima da T_c (292 K), o Gd ainda apresenta alguma magnetização. Em termos gerais, quando um material inicialmente ferromagnético é aquecido de modo que sua temperatura seja maior que a T_c , a partir deste ponto, ele passa a se comportar como paramagnético.

Figura 3.7: (a) Variação da magnetização e densidade de fluxo magnético de saturação em função da temperatura do Fe puro e Fe_3O_4 ; (b) Variação da magnetização em função da temperatura de um monocristal de Gd para diversos campos aplicados



Referência: Adaptado de Callister et al. e Dan'kon et al. [1] [55].

3.1.6 Domínios magnéticos e a curva B-H

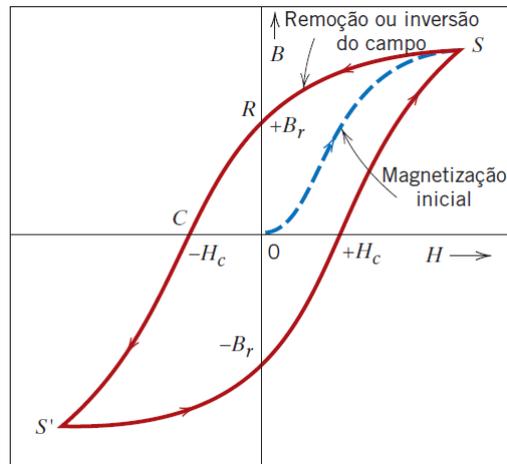
Abaixo da T_c , um material ferromagnético é composto por regiões de pequeno volume nas quais há um alinhamento mútuo de todos os momentos de dipolo magnéticos em uma mesma direção (Fig. 3.6). Os domínios adjacentes estão separados por contornos ou paredes de domínio, através dos quais a direção da magnetização varia gradualmente. Geralmente, os domínios têm dimensões microscópicas, e para uma amostra policristalina, cada grão pode consistir em mais de um único domínio.

A existência de domínios magnéticos foi postulada por Weiss [56] para explicar como um material poderia ser magnetizado e ainda assim ter uma magnetização líquida igual a zero. As propriedades das paredes de tais domínios magnéticos foram estudadas detalhadamente por Bloch e Néel [44]. A formação de domínios magnéticos corresponde à situação de menor energia. O alinhamento total dos momentos magnéticos produz altos campos magnéticos e, portanto, alta concentração de energia nas imediações do material. A subdivisão reduz esta energia. A divisão de domínios cessa quando a energia para criar as paredes entre os domínios é igual a energia externa devido ao alinhamento do campo.

Ao contrário dos materiais paramagnéticos, a densidade do fluxo B e a intensidade do

campo aplicado H não são linearmente proporcionais para os materiais ferromagnéticos. Para um material inicialmente não magnetizado, B varia em função de H , como está mostrado na Fig. 3.8. A curva começa na origem, e B aumenta lentamente conforme H aumenta, então mais rapidamente, e atingindo um platô. Esse valor máximo de B é a densidade do fluxo de saturação B_s .

Figura 3.8: Indução magnética em função da intensidade do campo magnético para um material ferromagnético sujeito a saturações avante e reversa. O ciclo da histerese está representado pela curva contínua enquanto a curva tracejada indica a magnetização inicial



Referência: Callister et al. [1]

Em materiais ferromagnéticos, a permeabilidade magnética não é constante. A partir da curva B-H, ela pode ser calculada como a inclinação da reta tangente à curva em um dado ponto. Desse modo, inicialmente a permeabilidade apresenta um valor inicial μ_i . A medida que H aumenta, a permeabilidade aumenta até um valor máximo μ_{max} e, após esse ponto, decresce e tende para zero conforme o material se aproxima da saturação.

Conforme um campo H é aplicado, os domínios de um material mudam de forma e de tamanho em razão do movimento dos contornos dos domínios. Os domínios orientados na direção favorável ao campo aplicado crescem às custas daqueles que estão orientados de forma desfavorável. Esse processo continua com o aumento da intensidade do campo aplicado até que a amostra apresenta um único domínio. Quando esse domínio se alinha com o campo aplicado, atinge-se a saturação.

A partir da saturação, conforme o campo H é reduzido pela inversão da direção do campo aplicado, a curva B-H não retorna seguindo seu traçado original. É produzido um efeito de histerese, em que o B apresenta uma defasagem em relação H , ou diminui em uma taxa mais baixa. Logo, quando um material já magnetizado se encontra sob um campo H nulo, existe um campo B residual que é denominado **remanência**, ou densidade do fluxo remanescente, B_r .

Para que a indução remanescente no material seja reduzida até zero, um campo H com magnitude H_c deve ser aplicado em direção oposta àquela do campo original, conforme Fig. 3.8; H_c é denominado **coercividade** ou força coercitiva. Continuando-se a aplicar do campo

magnético nessa direção inversa, a saturação é atingida no sentido oposto. Uma segunda inversão do campo até o ponto da saturação inicial completa o ciclo simétrico da histerese e também produz tanto uma remanência negativa $-B_r$ quanto uma coercividade positiva $+H_c$.

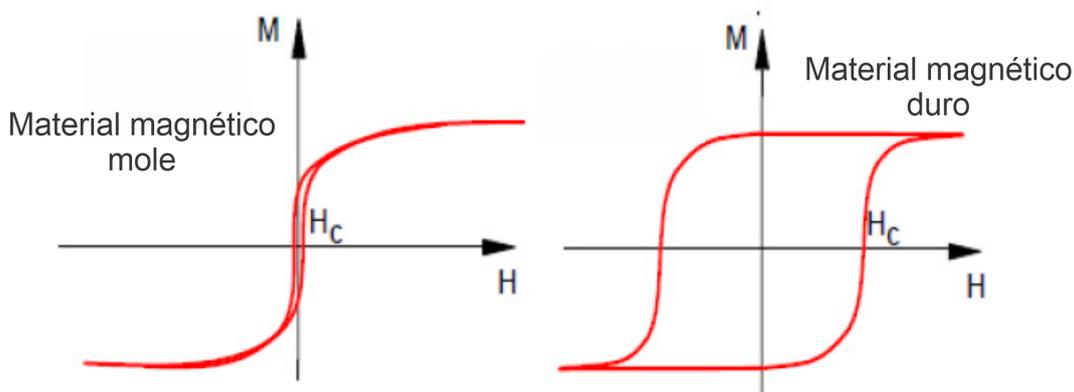
3.1.7 Materiais magnéticos moles

A área interna de um ciclo de histerese representa a energia magnética dissipada por unidade de volume do material por ciclo de magnetização-desmagnetização, dada pela Eq. (3.12); essa perda de energia manifesta-se como calor, gerado no interior da amostra magnética e capaz de elevar sua temperatura.

$$E_{mag} = \int \vec{H} d\vec{B} \quad (3.12)$$

A partir deste conceito, podemos definir um **material magnético mole** como um material que pode facilmente ser magnetizado e desmagnetizado, caracterizadas por apresentar baixa coercividade, baixa histerese e curva do ciclo estreita e íngreme, conforme ilustrado na Fig. 3.9. Todavia, o principal parâmetro utilizado como figura de mérito para materiais magnéticos moles é a permeabilidade relativa μ_r , em que uma maior permeabilidade implica que o material se magnetiza em uma taxa mais rápida.

Figura 3.9: Curva de histerese característica de um material magnético mole um material magnético duro



Referência: Apdaptado de Mulijadi et al. [57]

São encontrados em uma ampla gama de aplicações, como em máquinas que envolvem a conversão entre energia elétrica e mecânica (motores e geradores), dispositivos que operam na conversão da forma de onda de corrente elétrica, como transformadores e inversores de frequência e dispositivos que exploram a força de atração magnética, como motores termomagnéticos [58]. As ligas de ferro-silício, ligas de níquel-ferro (Permalloy), ferro-cobalto (Vacoflux) e o ferro puro são exemplos típicos de materiais magnéticos moles.

3.1.8 Materiais magnéticos duros

Em termos do comportamento de histerese, um material magnético duro apresenta elevada remanência, coercividade e densidade do fluxo de saturação, bem como baixa permeabilidade inicial e grandes perdas de energia por histerese. Tipicamente, o gráfico da curva de histerese desses materiais é larga e aproximadamente retangular, conforme ilustrado na Fig. 3.9. Devido à sua característica de possuir elevada coercividade, ou seja, de ser dificilmente desmagnetizado após serem magnetizados pela aplicação de um campo magnético, os materiais magnéticos duros são muito empregados como ímãs permanentes.

3.2 Ímãs permanentes

Os ímãs permanentes foram um dos primeiros materiais funcionais utilizados pelo homem e esteve presente em grande parte da história da sociedade. A pedra-ímã, composta principalmente de magnetita, é conhecida desde os tempos antigos [59]. Da corte da rainha Elizabeth I, Sir William Gilbert relatou as propriedades magnéticas de materiais ferrosos, no final dos anos 1500 [60]. A descoberta do eletromagnetismo no início do século XIX por André-Marie Ampère, combinada com as equações de Maxwell, preparou o terreno para estabelecer a relação entre trabalho mecânico e eletromagnetismo, ampliando o conhecimento acerca dos ímãs [61].

Ímãs de aço

Foram os primeiros disponíveis comercialmente, fabricados a partir do agrupamento e magnetização de pequenas barras de ferro ou agulhas usando magnetita. Com o tempo, os ímãs de aço carbono (até 2% de C) eram fabricados e tratados termicamente. A adição do carbono reduz a saturação do ferro, mas a coercividade e o produto de energia são amplamente melhorados [62].

Ímãs permanentes de Alnico

Historicamente, são uma importante família de ímãs permanentes, correspondendo a ligas de ferro contendo alumínio (Al), níquel (Ni) e cobalto (Co). Eles apresentam alta remanência magnética, mas baixa coercividade, tornando-os propensos à desmagnetização, a menos que sejam empregados em circuitos magnéticos fechados ou com uma alta relação comprimento/diâmetro. Eles têm altas temperaturas de Curie (em torno de 800°C) e até a década 1970, os ímãs de Alnico eram os mais fortes disponíveis e foram usados extensivamente pela primeira vez em dispositivos eletromecânicos.

Ímãs de Ferrite duro

São constituídos de ferrita tipo M, em que M pode ser um íon metálico divalente como Mn^{+2} , Ni^{+2} , Co^{+2} , Cu^{+2} e Fe^{+2} ou uma combinação desses íons metálicos. Apesar de atu-

almente existirem ímãs modernos com propriedades magnéticas muito mais elevadas, os ímãs de Ferrite duro ainda constituem mais de 90% da produção mundial de ímãs permanentes em volume.

Ímãs Sm-Co

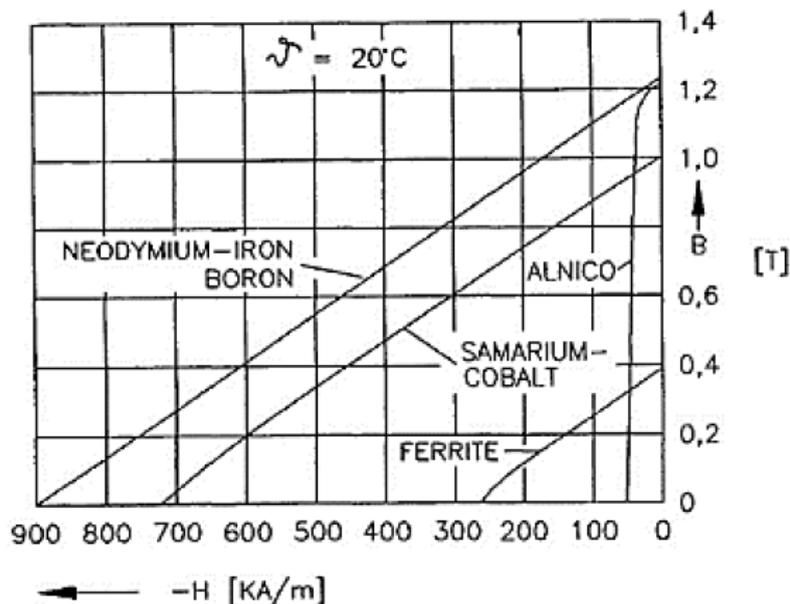
Uma grande mudança na área dos ímãs permanentes de metais de transição ocorreu com a descoberta da anisotropia magnética extremamente grande, que permite obter coercividades bastante elevadas, da ordem de 130 kOe ($10345 \text{ kA}\cdot\text{m}^{-1}$) para o composto YCo_5 . Os ímãs à base de Sm-Co (Samário-Cobalto) são considerados os primeiros ímãs verdadeiramente modernos, devido ao seu produto de energia magnética muito mais elevado e principalmente devido à força coercitiva desse ímã se originar da anisotropia magnetocristalina dos íons de terras raras.

Ímãs Nd-Fe-B

Com a descoberta dos ímãs de Sm-Co no final dos anos 1960, as pesquisas na área de ímãs à base de terras raras se intensificaram, principalmente devido ao alto custo dos ímãs de Sm-Co. Nesse cenário, ímãs permanentes baseados na fase intermetálica $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ foram descobertos de forma independente e quase simultânea pela General Motors Research Laboratories (GMRL) e pela Sumitomo Special Metals Corporation no início de 1982 [63, 64]. Esses ímãs se tornaram muito populares e atualmente desempenham um papel fundamental em diversas aplicações tecnológicas devido às suas excelentes propriedades magnéticas, como alto produto de energia máxima (BH_{max}), alta remanência e alta coercividade.

As características mais importantes em relação aos materiais magnéticos duros utilizados como ímãs permanentes são a coercividade e o produto de energia máximo $(BH)_{max}$. O $(BH)_{max}$ corresponde à área do maior retângulo B - H que pode ser construído dentro do segundo quadrante da curva de histerese. A Fig. 3.10 mostra as curvas de desmagnetização de diversos materiais usados como ímãs permanentes.

Figura 3.10: Curvas de desmagnetização de materiais usados em ímãs permanentes



Fonte: Gieras & Mitchell [65]

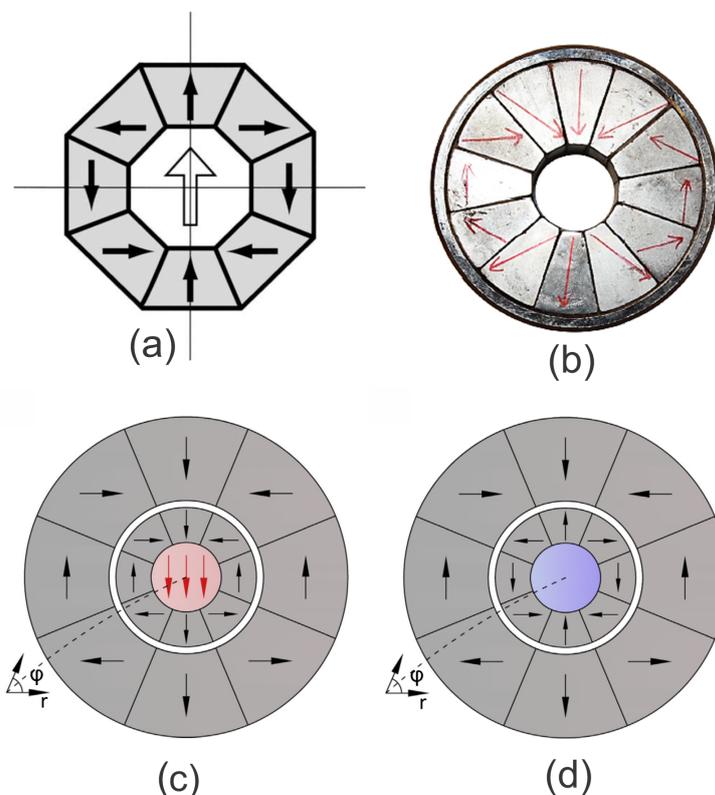
Ímãs permanentes são empregados em uma gama de dispositivos diferentes, em diversos campos tecnológicos. Em termos comerciais, eles são superiores aos eletroímãs, uma vez que seus campos magnéticos são mantidos continuamente, sem a necessidade de consumo de energia elétrica [1].

Peças de ímãs permanentes podem ser combinadas em um arranjo geométrico apropriado podendo produzir um campo magnético resultante maior que o campo magnético produzido por cada peça isoladamente. Entretanto, há um valor limite para o campo resultante produzido pelo arranjo.

A matriz Halbach

Em 1980, K. Halbach [66] propôs um arranjo especial de uma série de segmentos de ímãs permanentes magnetizados em uma direção preferencial. Esse arranjo ficou conhecido como matriz Halbach, sendo caracterizado por apresentar um padrão de fluxo giratório espacial que cancela o campo de um lado, mas o potencializa no lado oposto devido à direção do campo de cada peça do conjunto, conforme ilustrado na Fig. 3.11(a) e (b). Essa característica específica permite diversas formas de arranjo. Na matriz cilíndrica, por exemplo, a disposição dos segmentos direciona o campo através do conjunto de modo que haja uma concentração do fluxo magnético na região central da matriz. Muitos estudos sobre refrigeração magnética utilizam essa matriz como fonte de campo magnético para o sistema [67, 68]. Quanto maior a quantidade de segmentos em uma matriz Halbach, maior é o direcionamento do campo magnético para o centro da matriz. Entretanto, devido ao contato imperfeito entre os segmentos, o circuito magnético apresenta uma relutância maior [69].

Figura 3.11: Exemplos de matriz Halbach: (a) conjunto com oito segmentos e (b) doze segmentos; (c) matriz Halbach concêntrica em fase e (d) matriz Halbach concêntrica em defasagem



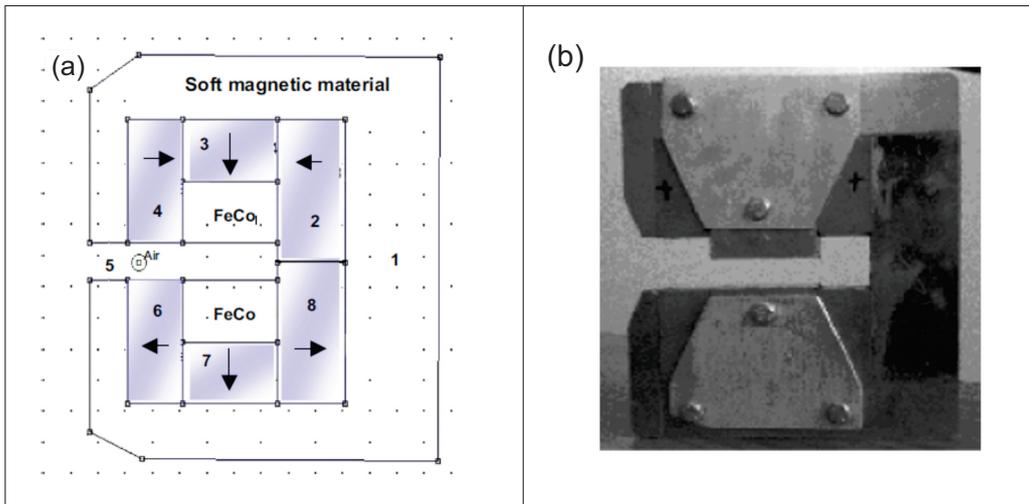
Fonte: Adaptado de Gieras & Mitchel, Coey e Trevizoli et al. [47, 65, 70]

Uma outra configuração possível desse tipo de ímã é a matriz Halbach concêntrica, que utiliza duas matrizes Halbach, uma contida em outra (Fig. 3.11(c) e (d)). Enquanto em uma matriz Halbach o campo magnético produzido no centro é constante, nessa configuração é possível variar o campo magnético na região central através da rotação de uma das matrizes do conjunto. Quando as duas matrizes estão em fase (Fig. 3.11(c)), *i.e.*, quando o campo das duas matrizes está alinhado no mesmo sentido, o campo produzido no centro é máximo. De modo análogo, quando as matrizes estão em defasagem (Fig. 3.11(d)), o campo no centro é mínimo. Essa variação de campo magnético é particularmente interessante em sistemas de refrigeração magnética, em que o material magnético do regenerador, que é submetido a processos cíclicos e de magnetização e desmagnetização, permanece em repouso no interior do conjunto enquanto o campo magnético varia pela rotação de uma das matrizes. Devido à matriz interna estar constantemente submetida ao campo da matriz externa, no projeto de uma matriz Halbach concêntrica a matriz interna deve ser construída com material de coercividade intrínseca superior à da matriz externa [70].

Dentre as variações possíveis da Matriz Halbach, o modelo de ímã permanente proposto por Vasile & Muller se destaca por apresentar construção relativamente simples e gerar campos magnéticos consideráveis [71]. Utilizando blocos prismáticos de NdFeB magnetizados em uma

direção preferencial, nessa configuração a quantidade de segmentos é reduzida de oito para seis, conforme indicado na Figura 3.12(a). Materiais magnéticos condutores (MMMs) auxiliam na condução do campo através do conjunto de blocos. Uma casca de MMM de geometria em C impede que o campo escape do circuito e blocos de FeCo atuam como polos magnéticos, facilitando a passagem do campo pela abertura do circuito.

Figura 3.12: Matriz Halbach modificada em forma de "C": (a) Esquema representativo do arranjo dos blocos; (b) Arranjo contruído



Fonte: Adaptado de Vasile & Muler [71]

3.2.1 Desempenho de ímãs permanentes

Com a descoberta de materiais que apresentam o EMC gigante próximo da temperatura ambiente e sua aplicação direta em refrigeração, diversos aparatos de refrigeração magnética foram propostos, com foco principalmente na diferença de temperatura produzida e capacidade de refrigeração [72]. O ímã permanente é o mais importante, e pode ser o mais caro componente de um sistema de refrigeração magnética. Nesse contexto, uma figura de mérito foi desenvolvida por Bjork et al. [73] para avaliar o desempenho de arranjos de ímãs em refrigeradores magnéticos. O parâmetro Λ_{cool} é definido pela Eq. (3.13).

$$\Lambda_{cool} = \left(B^{2/3} - B_{out}^{2/3} \right) \frac{V_{field} P_{field}}{V_{mag}} \quad (3.13)$$

Em que B é a densidade de fluxo magnético na região de alto campo, B_{out} é a densidade de fluxo magnético na região de baixo campo, V_{field} é o volume da região de alta densidade de fluxo em que o campo magnético é gerado e P_{field} é a fração de tempo de um ciclo do refrigerador em que o material magnetocalórico é colocado no volume de alta densidade de fluxo.

Um outro parâmetro de desempenho para arranjos de ímãs permanentes foi introduzido anteriormente por Jensen e Abele [74]: a figura de mérito M^* . Ao contrário do parâmetro

Λ_{cool} , M^* permite a avaliação de qualquer arranjo de ímã permanente, pois considera apenas parâmetros geométricos e magnéticos associados ao circuito magnético em seu cálculo.

3.3 O efeito magnetocalórico

O efeito magnetocalórico (EMC) compreende basicamente na variação da temperatura de um material quando este é submetido à variação de campo magnético em condição adiabática [75]. Warburg foi o primeiro a observar sobre o efeito em seu trabalho de 1881 em que relata os efeitos da força coercitiva em um arame de ferro, sobre o qual é aplicado e removido um campo magnético de forma cíclica [76]. Warburg formulou que o trabalho obtido da aplicação do campo corresponde à integral da área abaixo da curva de magnetização (M vs. H), obtida desse ciclo. Apesar de relatar um aumento da temperatura com o campo magnético, ele não mediu a quantidade de calor perdida por histerese nem a variação de temperatura em seus resultados.

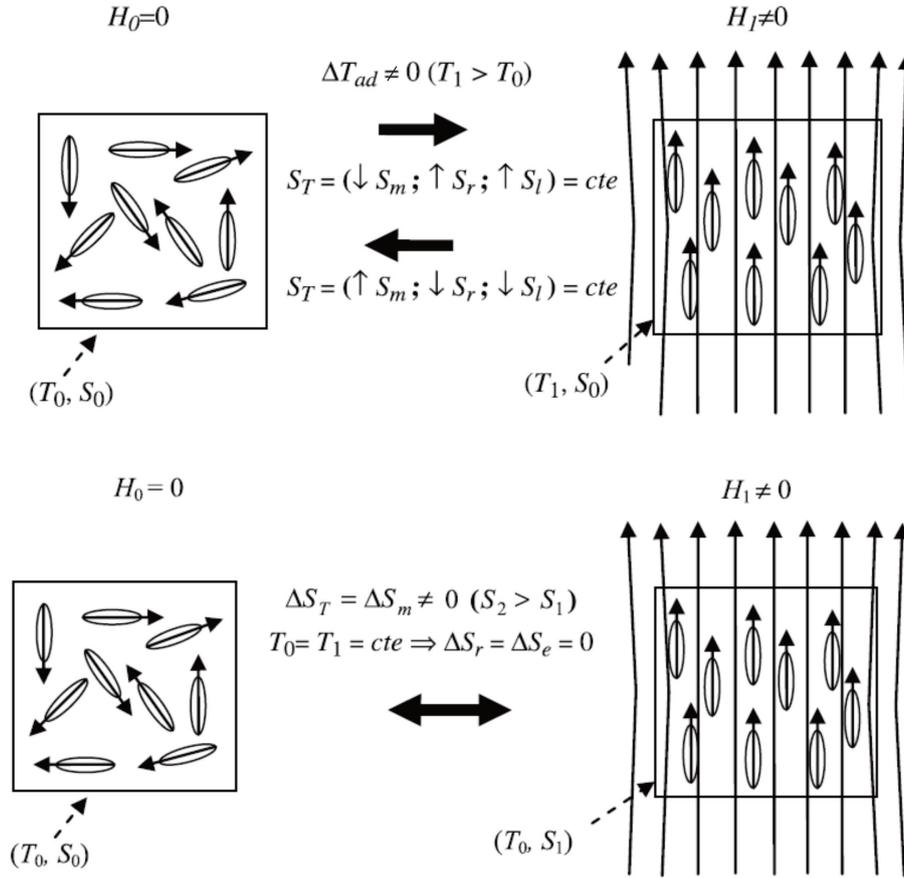
Foi em 1917 que Weiss e seu colaborador Piccard, através da observação do fenômeno de aquecimento reversível do níquel próximo de sua T_c (354°C) e da teoria do campo molecular desenvolvida por Langevin, estabeleceram os princípios físicos de sua descoberta, nomeando-a de ‘*novel magnetocaloric phenomenon*’, (novo fenômeno magnetocalórico) [77].

Para explicar a razão da ocorrência do EMC, consideremos um sistema próximo da temperatura de Curie, em que os *spins* atômicos se comportam como ferromagnéticos ou paramagnéticos. Podemos considerar a entropia total do sistema como a soma de três contribuições – a entropia magnética (S_m) relacionada ao ordenamento magnético, a entropia de rede (S_r) causada pelas vibrações da rede cristalina e a entropia eletrônica (S_e) relacionada à movimentação dos elétrons livres do material. Em um sistema a pressão constante, a entropia total pode ser dada pela Eq. (3.14).

$$S_T(H, T) = S_m(H, T) + S_r(T) + S_e(T) \quad (3.14)$$

A entropia magnética é função de H e as entropias de rede e eletrônica podem ser consideradas independentes desta variável. Aplicando um campo magnético sob condição adiabática, os momentos magnéticos dos *spins* se alinharão com o campo, promovendo um ordenamento magnético, e conseqüentemente, uma redução da entropia magnética. Como não ocorre troca de calor com o meio externo, a entropia total permanece constante. Logo, a entropia de rede e eletrônica aumentam para compensar a redução da entropia magnética. Conseqüentemente, isso provoca um aumento da temperatura do sistema (ΔT_{ad}). Se o campo é retirado, os *spins* retornam ao estado inicial, reduzindo a temperatura do sistema. Considerando o sistema sob condição isotérmica, a aplicação do campo reduz a entropia total do sistema devido à queda da contribuição magnética, já que a entropia de rede e eletrônica não variam, uma vez que a temperatura do sistema permanece constante. Um esquema dos dois processos é mostrado na Figura 3.13.

Figura 3.13: Representação do arranjo dos spins magnéticos para os casos (a) adiabático e (b) isotérmico do efeito magnetocalórico



Fonte: Adaptado de Gomez et al. [78]

3.3.1 A Termodinâmica do efeito

Para um sistema termodinâmico fechado, a taxa de variação da energia interna é expressa como:

$$dU = \delta Q - pdV \quad (3.15)$$

onde U é a energia interna, Q é a transferência de calor através da fronteira do sistema, p é a pressão e V , o volume do sistema. Considerando o processo de aplicação do campo no sistema mostrado na Figura 3.13, a Eq. (3.15) toma a seguinte forma [78]:

$$dU = TdS - pdV + \mu_0 HM \quad (3.16)$$

onde T é a temperatura na fronteira do sistema, S é a entropia do sistema, μ_0 é a permeabilidade magnética no vácuo, H é a intensidade do campo magnético e M é a magnetização do material.

Reescrevendo a Eq. (3.16) considerando os termos em valores específicos por unidade de massa e que o volume do sistema não varia, temos:

$$du = Tds + \mu_0 Hd\sigma \quad (3.17)$$

em que u , s e σ representam a energia interna, a entropia e a magnetização específicas, respectivamente. A variação da entropia específica de um sistema pode ser expressa em função de T e H , na forma da seguinte expressão:

$$ds = \left(\frac{\partial s}{\partial T} \right)_H + \left(\frac{\partial s}{\partial H} \right)_T dH \quad (3.18)$$

O calor específico c de uma substância em um dado processo a uma propriedade constante x , pode ser definido pela Eq. (3.19).

$$c_x = \left(\frac{\delta q}{dT} \right)_x \quad (3.19)$$

Combinando a Segunda Lei da Termodinâmica, dada pela Eq. (3.20), dada a seguir, com a Eq. (3.19), o calor específico de uma substância para um processo isobárico sob campo magnético constante pode ser expresso através da Eq. (3.21).

$$ds = \frac{dq}{T} \quad (3.20)$$

$$c_{pH} = T \left(\frac{\partial s}{\partial T} \right)_H \quad (3.21)$$

A variação da entropia em um campo magnético, para uma temperatura constante, pode ser expressa em termos de magnetização específica através das relações de Maxwell [79], dada pela Eq. (3.22).

$$\left(\frac{\partial s}{\partial H} \right)_T = \mu_0 \left(\frac{\partial \sigma}{\partial T} \right)_T \quad (3.22)$$

Substituindo as Eqs. (3.21) e (3.22) na Eq. (3.18), a variação da entropia pode ser representada como:

$$ds = \left(\frac{c_{pH}}{T} \right) dT + \mu_0 \left(\frac{\partial \sigma}{\partial T} \right) dH \quad (3.23)$$

A partir da Eq. (3.23), é possível calcular a variação de temperatura ΔT_{ad} de uma amostra quando esta é submetida a um processo adiabático de magnetização (de um campo H_0 para um campo H_1). Como não há variação da entropia total do sistema ($ds = 0$), ΔT_{ad} é expressa por:

$$\Delta T_{ad} = -\mu_0 \int_{H_0}^{H_1} \left(\frac{T}{c_{pH}} \right) \left(\frac{\partial \sigma}{\partial T} \right)_H dH \quad (3.24)$$

A Eq.(3.24) representa a variação da temperatura de um material quando este manifesta o EMC. Aparentemente simples, a solução dessa equação não é trivial. Um dos motivos que

dificultam sua solução é que a temperatura é uma função implícita do campo magnético, uma vez que a temperatura da amostra irá variar devido ao ΔT_{ad} [80]. O EMC também é manifestado em um processo isotérmico, em que o parâmetro de medida do efeito é a variação de entropia isotérmica (ΔS_{iso}).

3.4 Materiais magnetocalóricos

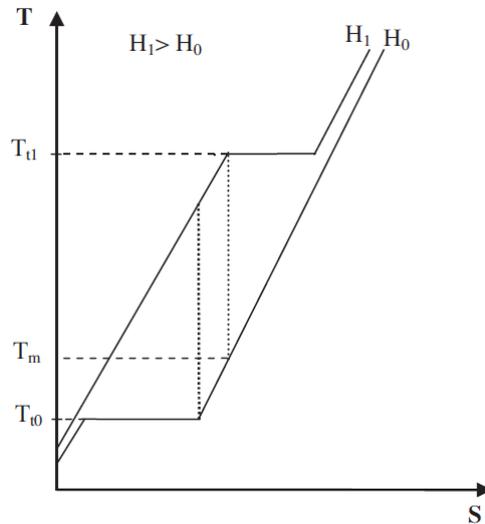
O MCE é intrínseco a todos os materiais magnéticos, sendo particularmente elevado nas proximidades de transições de fase magnética, de acordo com a temperatura do material. Dos metais, apenas o níquel ($T_c \sim 356$ °C), o ferro ($T_c \sim 770$ °C) e o cobalto ($T_c \sim 1120$ °C) são ferromagnéticos em condições ambientes e o terra rara gadolínio (Gd) é o único elemento que pode apresentar transição de fase em tais condições ($T_c \sim 20$ °C) [1, 81, 82].

A principal característica do processo de mudança de fase é uma abrupta mudança em uma ou mais propriedades físicas do sistema. Quanto à transição de fase em sistemas magnéticos, dois tipos de transição podem ocorrer: transições de fase magneto-estruturais, chamadas de transição de primeira ordem (TFPO) e transições de fase contínua, ou de segunda ordem (TFSO).

3.4.1 Transição de fase de primeira ordem

Na TFPO, há duas fases em equilíbrio, então a transformação não é instantânea e elas estão ligadas à presença de calor latente. Elas mostram uma descontinuidade no volume, na magnetização e na entropia, de modo que $\partial M/\partial T$ e $\partial S/\partial T$ são infinitos na temperatura de transição. Em seu trabalho, Pecharsky et al. [83] realizaram discussões acerca da termodinâmica do EMC em transições magnéticas de primeira ordem. Na Figura 3.14 é exibido um diagrama T - S de um sistema magnético experimentando uma transição de primeira ordem com uma temperatura de transição de T_{t0} para um campo zero ($H_0 = 0$) e uma temperatura de transição de T_{t1} para um campo H_1 ($H_1 > H_0$).

Figura 3.14: Diagrama esquemático $T-S$ de um material em dois campos magnéticos H_0 e H_1 perto da transição de primeira ordem.



Fonte: Gomez et al. [78]

Para cada curva isomagnética da entropia, há uma temperatura na qual ocorre uma mudança abrupta na entropia. As linhas verticais entre as duas curvas isomagnéticas correspondem a uma mudança de temperatura adiabática (ΔT_{ad}). A mudança de temperatura adiabática atinge seus valores de pico na escala de temperaturas variando de T_{t0} a T_m (definida geometricamente pelas linhas pontilhadas). Para $T_m < T < T_{t1}$, as mudanças de temperatura adiabática diminuem devido à mudança abrupta na entropia.

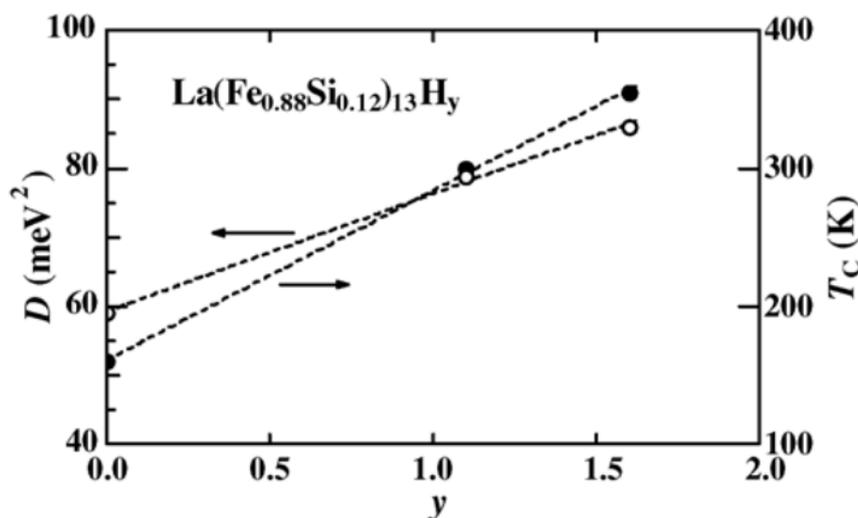
Os materiais ferromagnéticos que exibem uma TFPO oferecem uma resposta magneto-calórica aguda centrada na temperatura de transição, anulando-se rapidamente em sua vizinhança [84], caracterizados, portanto, por valores elevados de ΔS_m . Existem, entretanto, problemas decorrentes da natureza dessa transição de fase, como [42]:

- Existência de histerese térmica e magnética;
- Alterações no volume e no estresse térmico entre as fases existentes;
- A cinética lenta das transições de fase pode influenciar ou limitar o desempenho do dispositivo no qual o material opera o ciclo.

A liga $Gd_5Ge_2Si_2$ é um exemplo de material magnetocalórico que apresenta TFPO. O chamado efeito magnetocalórico gigante (EMCG) nas proximidades da temperatura ambiente apresentado por essa liga descoberto no final dos anos 90 intensificou as pesquisas acerca de novos compostos e protótipos no campo da refrigeração magnética [29]. Esse composto em suas diferentes estequiometrias apresenta transição de fase de primeira ordem e picos de ΔT_{ad} em uma estreita faixa de temperatura que podem chegar a mais de 15°C para uma variação de campo de 0 a 5 T.

Outros compostos que apresentam TFPO bastante estudados as ligas de La-Fe-Si. Uma característica que torna esse material atraente para aplicações práticas é a possibilidade de alteração da T_C ao variar a estequiometria de composição. Para o composto $\text{La}(\text{Fe}_x\text{Si}_{1-x})_{13}$ é possível alterar a T_C variando-se a razão Fe/Si. No entanto, a T_C deste composto está na faixa de temperatura de $190 < T_C < 220\text{K}$, o que torna difícil vislumbrar alguma aplicação em refrigeração magnética em torno da temperatura ambiente [85]. Fujieda et al. [86] mostraram que, ao inserir Hidrogênio intersticial, a T_C do composto $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ aumenta para a faixa de temperatura ambiente. Ao controlar a quantidade de H, a T_C pode ser ajustado na faixa de $190 < T_C < 325\text{K}$, como indicado na Figura 3.15.

Figura 3.15: Dependência da concentração de hidrogênio (y) em relação ao coeficiente de dispersão da onda de spin D e à T_C para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$.

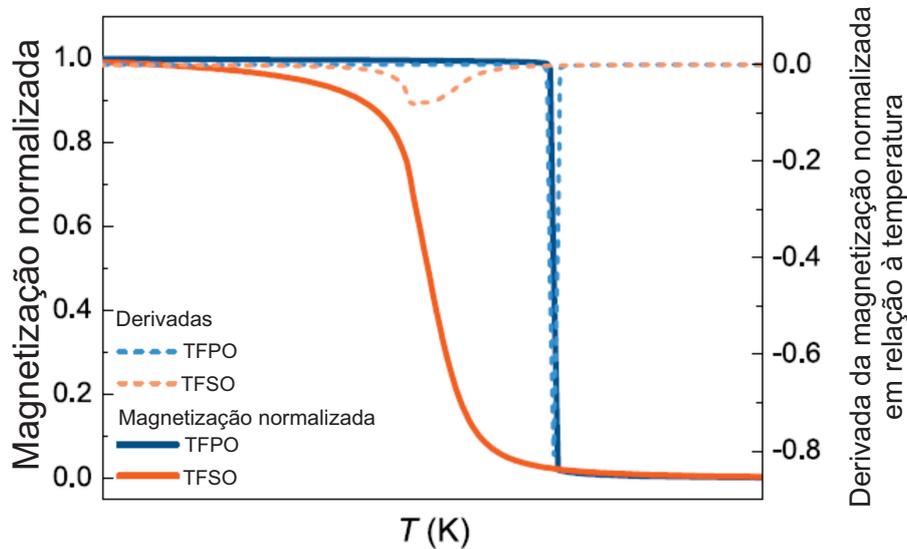


Fonte: Fujita et al. [87]

3.4.2 Transição de fase de segunda ordem

Transições magnéticas de segunda ordem ocorrem sem descontinuidades nos valores específicos de volume, magnetização e entropia, que tipicamente resulta em uma baixa, mas totalmente reversível variação de entropia. A mudança de uma fase ocorre de uma para outra sem a coexistência das duas em equilíbrio, não exibindo sinais de energia que seria implicada pelas mudanças de entropia. Os materiais com TFSO não sofrem de histerese térmica, mas suas respostas magnetocalóricas são geralmente menores do que as da maioria dos materiais com TFPO que operam na mesma faixa de temperatura. A Figura 3.16 mostra um gráfico comparativo das curvas de magnetização típica de materiais com TFPO e TFSO e suas respectivas derivadas em relação à temperatura, como a variação da entropia é diretamente proporcional à $\partial M/\partial T$, o EMC é maior em materiais com TFPO [88].

Figura 3.16: Curvas comparativas de magnetização normalizada e as respectivas derivadas em relação à temperatura para materiais que apresentam TFPO e TFSO



Fonte: Adaptado de Law & Franco [88]

O gadolínio (Gd) é frequentemente usado como uma comparação ao avaliar o desempenho de um material magnetocalórico. Apenas por ser um material magnetocalórico elementar, ele apresenta uma propriedade extremamente importante: sua moldabilidade [89]. Em dispositivos termomagnéticos que envolvam troca térmica, o material magnetocalórico precisará despejar ou absorver calor, portanto, a transferência de calor entre o material e o dissipador de calor e a fonte de calor deve ser otimizada. Entre as diversas propriedades diferentes do material, ser moldável desempenha um papel importante nessas aplicações [90].

O Gd apresenta um pico de variação de temperatura adiabática ($\Delta T_{ad} \sim 3 \text{ K} \cdot \text{T}^{-1}$) na T_C e uma largura à meia altura (FWHM) de $\sim 30 \text{ K}$, quando $\mu_0 H = 1,0 \text{ T}$. Além disso, ele tem uma baixa capacidade calorífica de cerca de $300 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, e de acordo com a Eq. (3.24), isso não significa necessariamente que a mudança de temperatura adiabática seja pequena. De fato, mesmo comparado aos materiais com TFPO a diferença de ΔT_{ad} não é grande [29]. Suas boas propriedades justificam porque o Gd ainda é bastante usado como regenerador em sistemas termomagnéticos [91].

3.5 Motor termomagnético

A descoberta de materiais que apresentam transição de fase magnética nas vizinhanças da temperatura ambiente impulsionou o interesse nos dispositivos termomagnéticos de potência como uma fonte alternativa de energia renovável [41]. Seu funcionamento é baseado na geração de energia termomagnética (GETM) e esta, por sua vez, é baseada no efeito do calor sobre propriedades magnéticas de materiais ferromagnéticos que sofrem mudanças bruscas de fase próximas à temperatura de transição. A rápida mudança na magnetização em torno de uma tem-

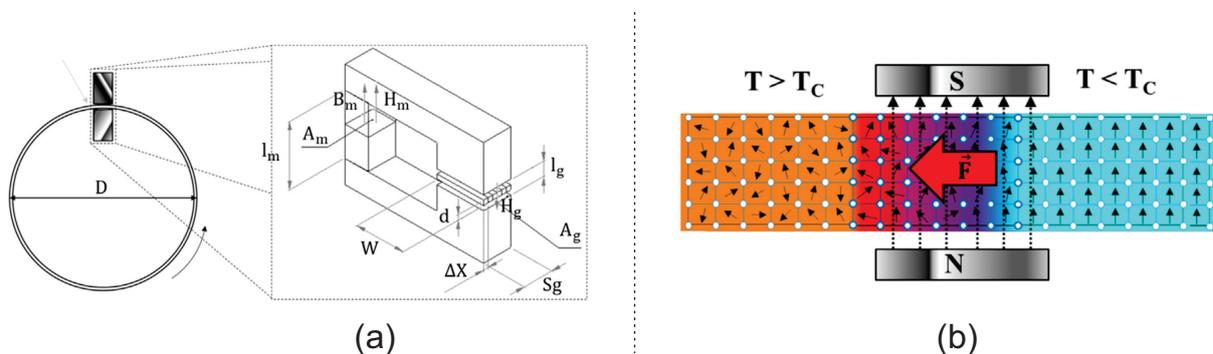
peratura específica pode ser usada para projetar um dispositivo que converte energia térmica em energia elétrica ou mecânica. Dispositivos que convertem energia térmica diretamente em energia elétrica são classificados como dispositivos termomagnéticos ativos. Tradicionalmente, são chamados de geradores termomagnéticos. Já quando a energia térmica é convertida em energia mecânica em um estágio intermediário, tem-se os dispositivos termomagnéticos passivos, ou motores termomagnéticos [23]. Neste trabalho, são abordados somente os motores termomagnéticos.

Os componentes básicos de um motor termomagnético são uma fonte de campo magnético, geralmente um ímã permanente, uma armadura móvel que contém material magnético mole e dois reservatórios térmicos, quente e frio. Com relação ao movimento descrito pela armadura móvel, os motores podem ser classificados como motores rotativos, ou motor de Curie, ou motores de movimento alternado.

3.5.1 Motor de Curie

O motor de Curie tem esse nome devido ao seu princípio de funcionamento, que consiste essencialmente no aquecimento e resfriamento de um material ferromagnético em torno de sua T_C . Um esquema representativo de um motor de Curie é exibido na Figura 3.17. O motor contém uma armadura circular, constituída de material magnético e fixa a um eixo rotativo. Uma porção do rotor recebe calor da fonte quente e simultaneamente outra porção dissipa calor para a fonte fria. Devido à troca térmica, um gradiente de temperatura é estabelecido e o campo magnético induzido no rotor assume diferentes valores ao longo do comprimento do material. Ou seja, haverá porções em que o material está na fase ferromagnética e porções em que está na fase paramagnética. Quando um ímã permanente externo interage com o gradiente magnético do rotor, há um desbalanceamento das forças magnéticas atuando sobre o sistema, provocando o movimento de rotação do rotor.

Figura 3.17: Esquema representativo de um motor de Curie: (a) Rotor cilíndrico e circuito magnético e (b) gradiente de temperatura do rotor, em que o lado esquerdo é aquecido, o lado direito é resfriado e as setas indicam a orientação dos *spins* magnéticos



Fonte: Adaptado de Alves et al. [92]

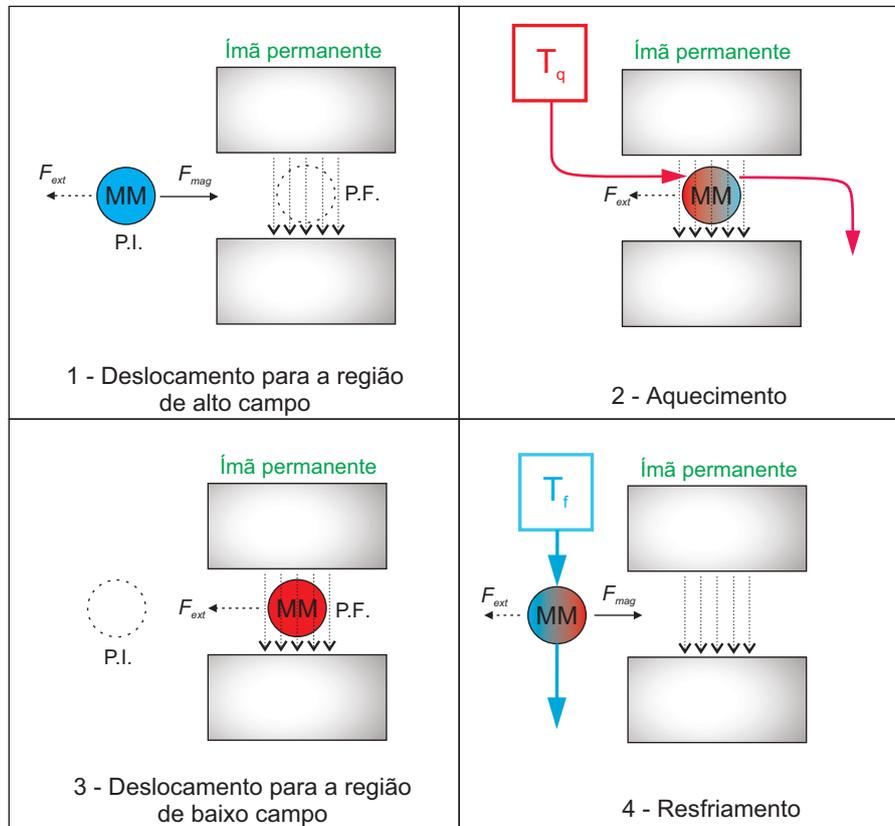
A conversão termomecânica de motores de Curie relatados na literatura tem uma eficiência inferior a 1% [24, 93–95]. Acoplando-se estes dispositivos a um gerador eletromecânico, a eficiência líquida do conjunto diminuiria ainda mais. Apesar de até então não ter sido encontrado na literatura trabalhos que abordem a otimização desse tipo de motor, há métodos para tal, como aquecimento regenerativo ou alteração da geometria que favoreça a troca térmica e o campo magnético induzido [23].

3.5.2 Motor de movimento alternado

Em um outro tipo de motor termomagnético, a armadura descreve um movimento linear entre a região de baixo campo magnético, mais afastada do ímã e a região de alto campo magnético, mais próxima do ímã. Chamado de motor termomagnético de movimento alternado, esse motor se baseia nos protótipos propostos por Tesla [27], sendo por isso conhecido também como motor de Tesla [36].

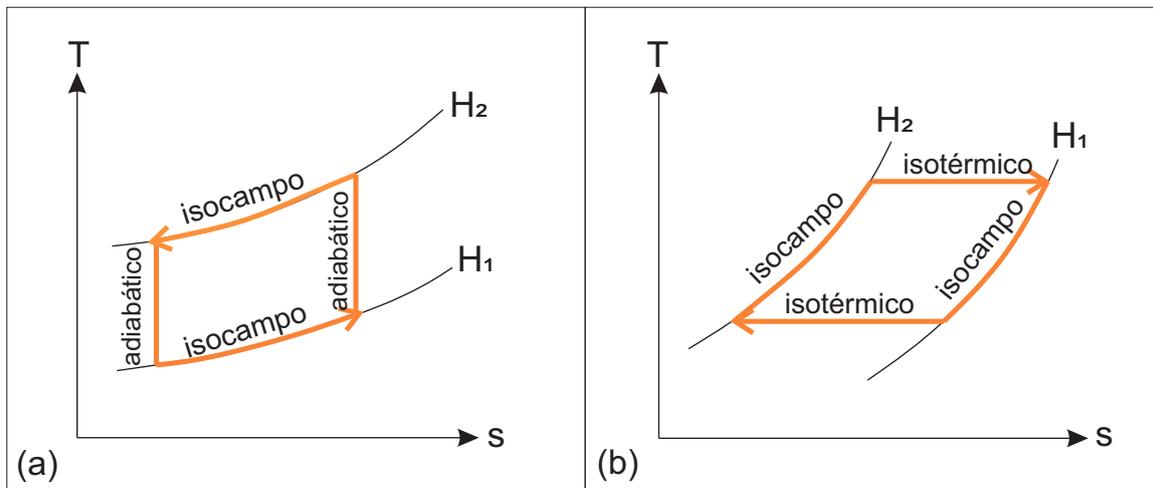
Diferentemente do motor de Curie, no motor de Tesla os processos de troca térmica não ocorrem simultaneamente. Na Figura 3.18 é mostrado um esquema representativo dos processos de um motor termomagnético de movimento alternado. A armadura contendo material magnético (MM) está constantemente sob efeito da ação de uma força externa (F_{ext}) exercida pela gravidade, uma mola, etc. Inicialmente o MM se encontra na região de baixo campo, sendo essa sua posição inicial de percurso (PI) e a uma temperatura tal que a força de atração magnética (F_{mag}) exercida pelo campo do ímã permanente (IP) seja suficiente para se sobrepor à força externa, induzindo o movimento da armadura até a região de alto campo, atingindo aí sua posição final de percurso (PF). Ao chegar na PF, o MM é submetido a um fluxo térmico proveniente de uma fonte de calor a uma temperatura T_q maior que a temperatura do MM. Logo, a temperatura do MM aumenta e, conseqüentemente, sua magnetização e a influência da força de atração magnética são reduzidas. Eventualmente a força magnética se torna menor que a força externa, e a armadura é puxada de volta à PI pela ação dessa força. Ao chegar nesse ponto, o material é submetido novamente a um fluxo de calor, proveniente de um reservatório frio a uma temperatura T_f menor que a temperatura em que o MM se encontra. Com isso, a temperatura do MM diminui, elevando sua magnetização e a influência da força magnética. A um determinado período de troca térmica, a força magnética se torna maior que a força externa, puxando novamente o material para a região de alto campo, reiniciando o ciclo.

Figura 3.18: Esquema representativo dos estágios do funcionamento de um motor termomagnético de movimento alternado



Fonte: O autor (2024)

Os motores termomagnéticos podem ser modelados por ciclos ideais através de vários processos termodinâmicos. Os três processos comumente utilizados são os processos adiabático, isotérmico e isocampo. No processo adiabático, o campo magnético é aplicado sem nenhuma troca de calor entre o MM e a vizinhança. Esse processo ideal pode ser alcançado quando o campo magnético é aplicado instantaneamente. Nos processos isotérmicos, o campo é aplicado lentamente, de modo que a temperatura do MM permaneça constante. A temperatura constante é alcançada devido ao fluxo de calor entre o MM e a vizinhança. Finalmente, nos processos isocampo, o campo é mantido constante e as trocas de calor ocorrem entre o MM e a vizinhança. Com esses três processos, pode-se construir os ciclos Brayton e Ericsson, conforme mostrado na Figura 3.19, respectivamente.

Figura 3.19: Digrama T - s dos ciclos (a) Brayton e (b) Ericsson

Fonte: O autor (2024)

O ciclo de Brayton é baseado em dois processos adiabáticos e dois isocampo. O ciclo de Ericsson é baseado em dois processos isotérmicos e dois isocampo. A grande maioria dos dispositivos calóricos tenta replicar um desses ciclos, sendo o ciclo Brayton mais utilizado devido à sua implementação mais simples devido à maior facilidade de aplicar e remover prontamente o campo magnético. No entanto, deve-se notar que os dispositivos reais são baseados em ciclos quasi-Brayton ou quasi-Ericsson uma vez que processos adiabáticos e isotérmicos ideais não podem ser alcançados em termos práticos.

Uma desvantagem dos ciclos quasi-Brayton é que eles não permitem grandes amplitudes de temperatura, ou seja, grande diferença de temperatura entre os trocadores de calor quente e frio. Por exemplo, o Gd puro, que é o material magnetocalóricos mais usado em dispositivos termomagnéticos, exibe uma mudança de temperatura adiabática máxima de 4,2 K [96]. Logo, para esse material, usar um ciclo quasi-Brayton simples resulta em baixas amplitudes de temperatura, limitando sua utilização em aplicações práticas.

3.6 Radiação solar

A radiação solar é a energia emitida pelo Sol, que se propaga em todas as direções através do espaço por meio de ondas eletromagnéticas. A radiação incidida sobre a superfície da Terra é o insumo para a produção de energia elétrica a partir dos painéis fotovoltaicos e sua compreensão envolve diversos conceitos.

3.6.1 A constante solar

A excentricidade da órbita terrestre é de tal modo que a distância entre o Sol e a Terra varia em 1,7%. A radiação emitida pelo Sol e sua relação espacial com a Terra resulta em uma

intensidade quase fixa de radiação solar na região externa à atmosfera terrestre. A constante solar G_{SC} é a energia proveniente do Sol por unidade de tempo recebida em uma unidade de área perpendicular à direção de propagação da radiação a uma distância média terra-sol fora da atmosfera. Devido à dificuldade de medir essa constante, seu valor médio é atualizado ao longo dos anos com o avanço tecnológico dos equipamentos e é estimado 1367 W.m^{-2} com uma incerteza na ordem de 1% [97].

3.6.2 Definições

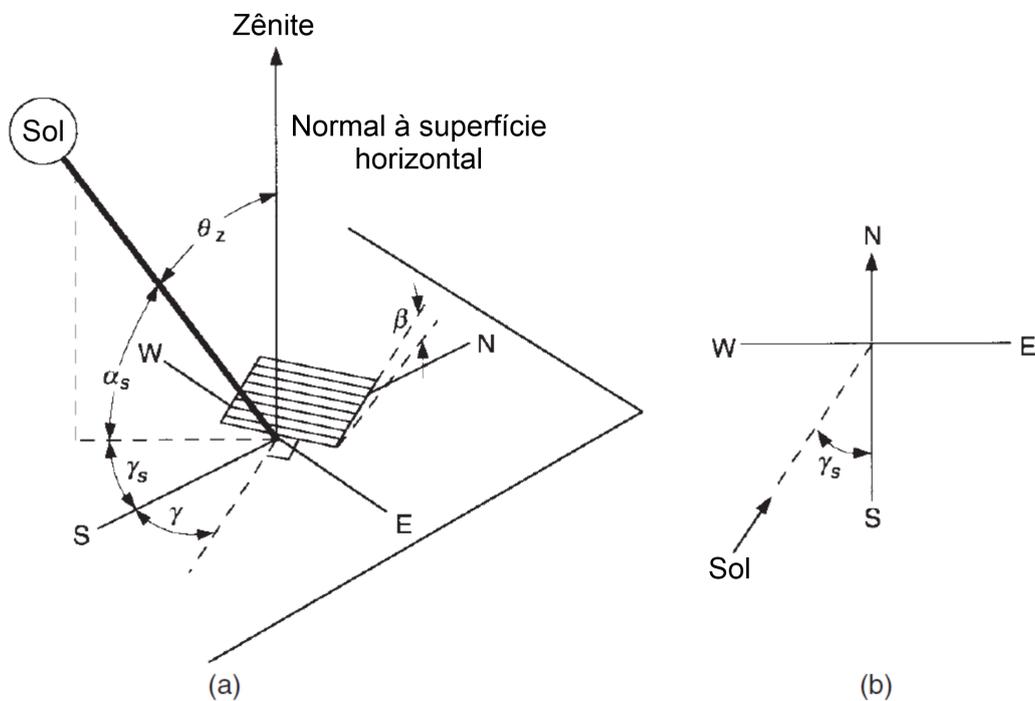
Diversas definições úteis para um melhor entendimento dos temas abordados neste trabalho são descritas a seguir.

- **Radiação direta** A radiação solar recebida do sol sem ter sido espalhada pela atmosfera, ou seja, é a fração de radiação solar que chega à superfície terrestre sem ter interagido com a atmosfera. A radiação direta é frequentemente referida como radiação solar de feixe; para evitar confusão entre subscritos para direta e difusa, usamos o índice b nos termos de radiação direta para representá-la nas equações.
- **Radiação difusa** A radiação solar recebida do sol após sua direção ter sido alterada pela dispersão pela atmosfera. Em algumas literaturas, a radiação difusa é referida como radiação do céu ou radiação solar do céu. O índice d é usado para representar a radiação direta nas equações.
- **Radiação total** A soma da radiação direta e da radiação solar difusa em uma superfície. Em estações meteorológicas, comumente as medições de radiação solar são a radiação total em uma superfície horizontal, frequentemente referida como radiação global na superfície.
- **Irradiância [W.m^{-2}]** A taxa na qual a energia radiante é incidida em uma superfície por unidade de área de superfície. O símbolo G é usado para irradiação solar, com subscritos apropriados para radiação direta, difusa ou espectral.
- **Irradiação ou exposição radiante [J.m^{-2}]** A energia incidente por unidade de área em uma superfície, calculada pela integração da irradiância ao longo de um tempo especificado, geralmente uma hora ou um dia. Insolação é um termo que se aplica especificamente à irradiação de energia solar. O símbolo H é usualmente empregado para insolação por dia. O símbolo I é usado para insolação por hora (ou outro período, se especificado). Os símbolos H e I podem representar irradiação direta, difusa ou total e podem estar em superfícies de qualquer orientação.
- **Tempo solar** Tempo baseado no movimento do Sol no céu e o meio dia solar local corresponde ao momento em que o sol cruza o meridiano do observador. O tempo solar é o tempo usado em todas as relações sol-ângulo e não coincide com o tempo do relógio local. É necessário converter o tempo padrão para o tempo solar através de relações de correção.

3.6.3 Direção da radiação direta

O Sol descreve um movimento no céu, variando sua posição dia a dia e de hora em hora. Os movimentos relativos do Sol e da Terra não são simples, porém sistemáticos e, portanto, previsíveis. As relações geométricas entre um plano de qualquer orientação particular em relação à Terra em qualquer momento e o feixe de radiação solar incidente, ou seja, a posição do Sol em relação a esse plano, pode ser descrito em termos de vários ângulos [98]. Os principais ângulos utilizados nos cálculos de incidência solar estão representados na Figura 3.20. Sua definição e a convenção de sinais são apresentadas na sequência.

Figura 3.20: (a) Ângulo de zênite, inclinação, ângulo azimutal de superfície e ângulo azimutal solar para uma superfície inclinada. (b) Vista planar mostrando o ângulo de azimute solar.

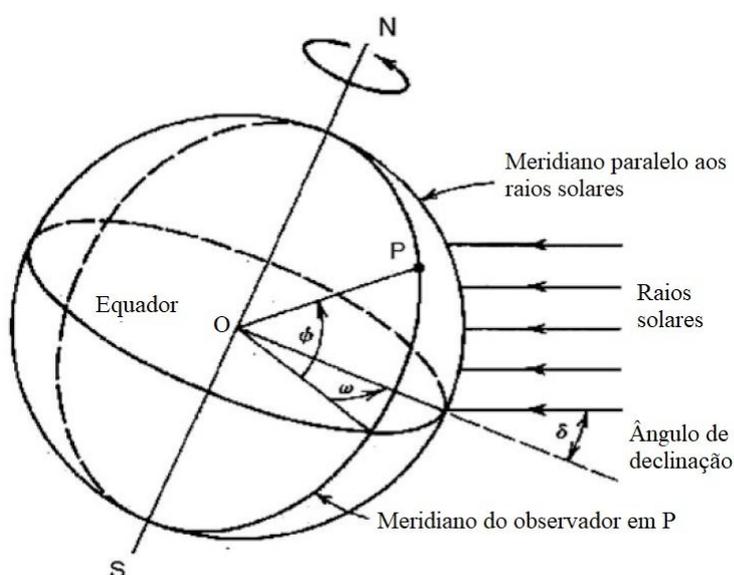


Fonte: Adaptado de Duffie & Beckman [97]

- **Ângulo azimutal de superfície (γ)** O desvio da projeção em um plano horizontal da normal à superfície a partir do meridiano local, com zero devido ao sul; leste negativo e oeste positivo; $-180^\circ \leq \gamma \leq 180^\circ$.
- **Ângulo horário (ω)** O ângulo através do qual a Terra giraria para trazer o meridiano ao ponto diretamente sob o Sol. Ao meio dia solar, esse ângulo é igual a zero e cada 15° de longitude equivale a 1h; de manhã, negativo, e à tarde, positivo.
- **Latitude (ϕ)** O ângulo de latitude local em relação ao equador; $-90^\circ < \phi < 0$ para o hemisfério sul e $0 < \phi < 90^\circ$ para o hemisfério norte.

- **Ângulo de declinação solar (δ)** A distância angular dos raios do Sol ao norte ou sul do equador - a declinação no hemisfério norte é positiva e no hemisfério sul, negativa. A Figura 3.21 mostra o ângulo de declinação entre o ponto central Terra-Sol e a projeção desta linha no plano equatorial.
- **Ângulo de incidência (θ)** O ângulo entre a radiação direta sobre uma superfície e a normal a essa superfície.
- **Ângulo de inclinação (β)** O ângulo de inclinação da superfície em relação à horizontal.

Figura 3.21: Latitude e ângulos de declinação e horário



Fonte: Adaptado de Tiwari & Tiwari [99]

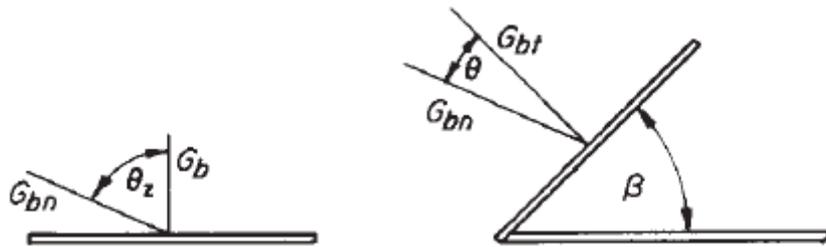
Alguns ângulos adicionais que descrevem a posição do Sol no céu também são definidos:

- **Ângulo de zênite (θ_z)** O ângulo entre a vertical e a linha do Sol, ou seja, o ângulo de incidência da radiação direta sobre uma superfície horizontal.
- **Ângulo de altitude solar (α_s)** O ângulo entre a horizontal e a linha do sol, *i.e.*, o complemento do ângulo de zênite.
- **Ângulo azimutal solar (γ_s)** O deslocamento angular do sul da projeção do feixe de radiação sobre o plano horizontal, mostrado na Figura 3.20. Os deslocamentos a leste do sul são negativos e a oeste do sul são positivos.

3.6.4 Razão entre radiação direta em superfície inclinada e em superfície horizontal

Para fins de projeto de processo solar e cálculos de desempenho, muitas vezes é necessário calcular a radiação horária em uma superfície inclinada de um coletor a partir de medições ou estimativas de radiação solar em uma superfície horizontal. Os dados mais comumente disponíveis são a radiação total durante horas ou dias na superfície horizontal, enquanto a necessidade é de radiação direta e difusa no plano de um coletor. A Figura 3.22 mostra a incidência da radiação direta sobre uma superfície horizontal e inclinada.

Figura 3.22: Irradiância direta (G_b), direta normal sobre superfície plana (G_{bn}) e direta normal sobre superfície inclinada (G_{bt})



Fonte: Duffie & Beckman [97]

O fator geométrico, R_b , é a razão entre a radiação direta em uma superfície inclinada e aquela em uma superfície horizontal em qualquer momento, podendo ser calculado conhecendo-se os ângulos de incidência (θ) e ângulo de zênite (θ_z).

3.6.5 Dados de radiação solar

Dados de radiação solar estão disponíveis em diversas formas. As informações sobre dados de radiação são importantes para sua compreensão e uso: se são medições instantâneas (irradiância) ou valores integrados ao longo de algum período de tempo (irradiação) (hora, dia, etc.); o tempo ou período de tempo das medições; se as medições são de radiação direta, difusa ou total; os instrumentos empregados; a orientação da superfície receptora (horizontal, inclinada, ou normal à radiação direta); e, se forem calculados em média, o período em que são calculados (por exemplo, médias mensais de radiação diária) [97].

A maioria dos dados de radiação disponíveis são para superfícies horizontais, geralmente radiação direta e difusa e medidos com piranômetros [100]. A maioria desses instrumentos fornece registros de radiação como uma função do tempo e não possuem ferramentas para realizar a integração desses registros. Os dados são registrados em unidades de radiação (W/m^2) ao longo do dia solar e integrados graficamente.

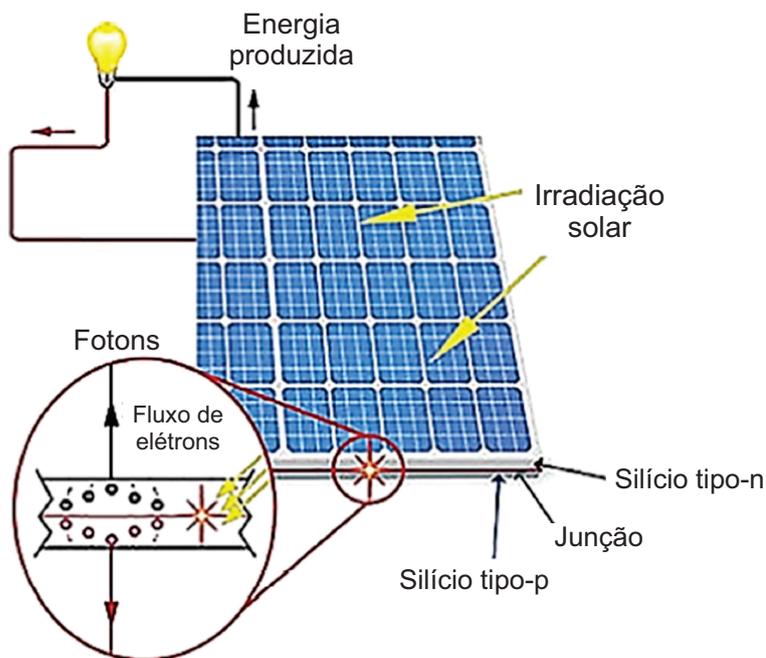
Dois tipos de dados de radiação solar estão amplamente disponíveis. O primeiro é a radiação total diária média mensal em uma superfície horizontal, H . O segundo é a radiação total

horária em uma superfície horizontal, I , para cada hora por períodos estendidos, como um ou mais anos.

3.7 Painel fotovoltaico

A energia fotovoltaica é uma das tecnologias populares de unidades de geração distribuída renovável, especialmente micro redes. O painel fotovoltaico é um sistema solar que utiliza células solares ou matrizes fotovoltaicas solares para transformar diretamente a irradiação solar em energia elétrica. Em outras palavras, fótons de luz são absorvidos em matrizes fotovoltaicas e, portanto, elétrons são liberados no painel. Quando são capturados em matrizes fotovoltaicas, a corrente elétrica é produzida no painel. Um diagrama esquemático de um painel fotovoltaico é mostrado na Figura 3.23.

Figura 3.23: Diagrama esquemático de um painel fotovoltaico



Fonte: Adaptado de Kabalci [101].

Basicamente, o painel fotovoltaico funciona com base na luz do Sol. A radiação solar incide sobre um painel fotovoltaico e cria uma corrente elétrica por meio de um processo chamado efeito fotovoltaico. Cada painel gera uma quantidade relativamente pequena de eletricidade, mas os painéis podem ser conectados para produzir quantidades maiores de energia como uma matriz solar. A eletricidade produzida pelos painéis fotovoltaicos está na forma de corrente contínua que pode ser usada em muitos dispositivos eletrônicos, como telefones e laptops. A eletricidade solar pode ser convertida de corrente contínua para corrente alternada usando um

inversor. Assim, a corrente alternada do painel fotovoltaico pode ser usada para alimentar dispositivos eletrônicos locais ou ser injetada na rede para uso em outro lugar.

Os painéis fotovoltaicos são a escolha prática para suprir a demanda de eletricidade de áreas remotas e microrredes devido à disponibilidade de energia solar em aproximadamente todos os pontos do mundo. A potência produzida pelos painéis fotovoltaicos está relacionada ao nível de irradiação solar, à área e à eficiência do painel. Além disso, um painel fotovoltaico só pode produzir potência ativa. A célula fotovoltaica é constituída de duas camadas de silício: tipo-n e tipo-p. A camada de silício tipo-n da célula é dopada com o elemento fósforo, que adiciona elétrons extras ao material, dando àquela camada uma carga negativa. Já a fatia de silício tipo-p é dopada com o elemento boro, que resulta em menos elétrons, de carga positiva. Essa diferença de polaridade dá origem ao campo elétrico na junção das camadas de silício [101].

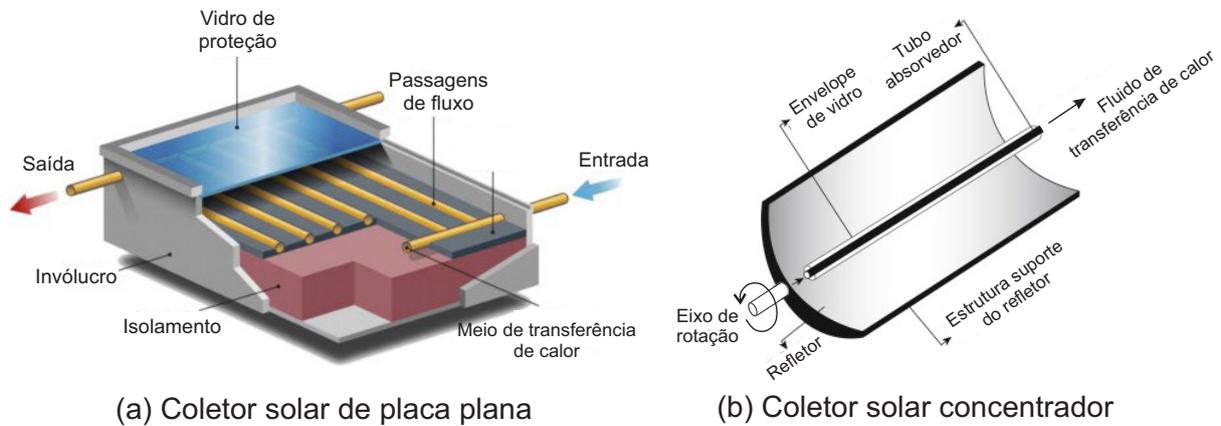
3.8 Coletor solar

Coletores solares térmicos são dispositivos usados para converter radiação solar em energia térmica, transportando-a para um dispositivo de armazenamento para uso posterior. O sistema pode ser caracterizado por circulação natural ou forçada. Os sistemas solares térmicos são normalmente usados para produzir água quente ou aquecimento de ambiente, mas também podem ser usados para diferentes propósitos [102]. O limite teórico da eficiência energética de um painel solar térmico é representado pela quantidade de radiação solar que ele pode interceptar e absorver. Vários tipos de coletores solares térmicos estão disponíveis hoje em dia para diferentes aplicações. A integração arquitetônica de coletores solares levou aos sistemas solares térmicos integrados à construção (BIPV). Os principais tipos de coletores são os de placa plana e os concentradores.

Os coletores solares de placa plana são a tecnologia mais investigada para geração de água quente doméstica [103]. A radiação solar aquece uma superfície escura, transferindo assim a energia para a água ou outro fluido para uso subsequente. A circulação do fluido pode ser natural ou forçada. Os componentes básicos desse coletor são: uma superfície preta capaz de absorver a radiação solar incidente (comumente feita de cobre, alumínio ou aço); uma cobertura transparente de vidro capaz de transmitir radiação ao absorvedor; canais internos contendo o fluido de transferência de calor; uma estrutura capaz de proteger os componentes e mantê-los no lugar; um isolamento para reduzir as perdas de calor do coletor. O absorvedor pode ser coberto com uma camada seletiva, para maximizar a absorção da radiação solar [104]. Um esquema representativo de um coletor solar de placa plana é mostrado na Figura 3.24(a).

O coletor solar concentrador é composto de um concentrador de imagens para focar a irradiação solar direta em uma pequena área receptora, visando reduzir perdas de calor e produzir temperaturas mais altas em comparação ao coletor de placa plana. Essa categoria abrange diferentes, como o coletor parabólico passante (CPP), que compreende em um espelho em forma parabólica que recebe e foca a irradiação solar na linha focal onde um receptor térmico é colocado, conforme ilustrado na Figura 3.24(b).

Figura 3.24: Ilustração de um coletor (a) de placa plana e (b) concentrador e seus respectivos componentes



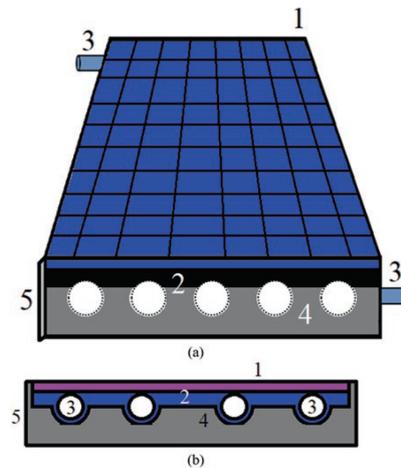
Fonte: Adaptado de Sarbu & Sebarchievici [105].

3.9 Sistema PV/T

Considerando a necessidade de arrefecer o painel fotovoltaico, os sistemas fotovoltaico-térmicos (PV/T) surgiram como uma tecnologia alternativa que permite a cogeração de eletricidade e energia térmica. Um sistema PV/T consiste basicamente em um coletor solar acoplado à parte traseira de um painel fotovoltaico, em que o calor excedente do painel é absorvido pelo coletor, produzindo eletricidade e calor, simultaneamente. A energia térmica captada pelo coletor desta maneira pode ser transferida e armazenada em um reservatório na forma de um fluido aquecido. Os sistemas fotovoltaicos dão lugar, assim, ao aumento da eficiência geral em relação às células fotovoltaicas resfriadas por convecção natural ou forçada [106].

A Figura 3.25 mostra os componentes que são normalmente usados em todos os sistemas PV/T com algumas exceções na literatura, por exemplo, para o uso de gabinete [107].

Figura 3.25: Componentes de um coletor PV/T típico: (a) desenho frontal em 3D; (b) desenho em corte transversal



Fonte: Al-Waeli et al. [107].

Da figura, temos:

1. **Módulo fotovoltaico:** qualquer tipo de módulo fotovoltaico (policristalino, monocristalino, silício amorfo, etc.).
2. **Absorvedor térmico:** fixado na parte traseira do módulo fotovoltaico, geralmente feito de metal com alta condutividade térmica, como cobre, alumínio, aço galvanizado, etc. Diferentes modelos de absorvedores, tanto na geometria do tubo quanto na configuração da passagem de fluxo, são usados na literatura.
3. **Conexões de entrada e saída:** tubos ou mangueiras, rígidas ou flexíveis, são conectados às conexões de entrada e saída que representam as duas extremidades dos tubos de fluxo nos quais o fluido é transportado.
4. **Isolamento:** colocado na parte inferior e nas laterais do coletor para minimizar as perdas de calor por condução e convecção. Isto é muito importante para maximizar o rendimento térmico, a eficiência e a eficiência geral de PV/T.
5. **Invólucro:** contém todos os componentes do coletor principalmente para fins de proteção e para garantir a colocação correta e, portanto, a operação do coletor FV/T.

3.10 Sistemas de armazenamento de energia

A capacidade de armazenar energia pode reduzir os impactos ambientais da produção e consumo de energia (como a libertação de emissões de gases com efeito de estufa) e facilitar a expansão de energias limpas e renováveis.

Por exemplo, o armazenamento de eletricidade é fundamental para o funcionamento de veículos elétricos, enquanto o armazenamento de energia térmica pode ajudar as organizações a reduzir as suas pegadas de carbono. Os sistemas de armazenamento de energia em grande escala também ajudam os serviços públicos a satisfazer demanda de eletricidade durante os períodos em que os recursos energéticos renováveis não produzem energia.

Os sistemas de armazenamento de energia podem ser classificados em [108]:

- **Mecânicos:** quando ocorre a estocagem de energia cinética e potencial, tais como hidrelétrica e ar comprimido;
- **Eletroquímicos:** aqueles que ocorrem pela conversão de energia elétrica em química, como é o caso de baterias e células de combustíveis;
- **Químicos:** onde a energia é utilizada para gerar elementos químicos estocáveis;
- **Térmicos:** quando ocorre a acumulação de calor para uso direto ou na conversão de outra forma de energia;
- **Elétricos:** utilizado para manter a energia em um campo elétrico, tais como capacitores.

Os sistemas de armazenamento térmico normalmente consistem em um meio de armazenamento e equipamento para fluxo de calor de/para o meio. O meio de armazenamento pode ser uma estrutura ou região natural (por exemplo, solo) ou pode ser feito artificialmente usando um recipiente que evite a perda ou ganho de calor do ambiente (tanques). Existem três modos principais de armazenamento de energia térmica: sensível, latente e termoquímico. Tradicionalmente, o armazenamento de calor tem sido na forma de calor sensível, em que se aumenta a temperatura de um meio. Exemplos de tal armazenamento de energia incluem armazenamento de água quente (hidroacumulação), armazenamento subterrâneo de energia térmica (aquífero, poço) e armazenamento com rocha (rocha, seixo, cascalho) [109].

Para muitos sistemas solares, a água é o material ideal para armazenar calor utilizável. A energia é adicionada e removida deste tipo de unidade de armazenamento através do transporte do próprio meio de armazenamento, eliminando assim a queda de temperatura entre o fluido de transporte e o meio de armazenamento.

Na modelagem de sistemas de armazenamento térmico, a operação de tanques de água pode ocorrer com significativos graus de estratificação, ou seja, com a parte superior do tanque mais quente que a parte inferior [97]. Quando considerada em modelos numéricos, a estratificação do fluido permite a determinação na perda de energia interna devido à dispersão térmica vertical [110], porém esta consideração aumenta a complexidade do estudo. A consideração de um fluido completamente misturado no tanque permite uma análise mais simples, uma vez que a temperatura do fluido é considerada constante no espaço. Esta consideração é possível para sistemas que fazem uso de misturadores ou sistemas onde o processo de carga e descarga do tanque provoca a mistura do fluido [2].

CAPÍTULO 4

METODOLOGIA

Nessa seção são descritos os procedimentos e equações empregados na modelagem dos sistemas desenvolvidos nesse trabalho. Este capítulo está dividido nos seguintes tópicos principais:

- Abordagem do ímã permanente desenvolvido para produção de campo magnético que é utilizado pelo motor;
- Desenvolvimento da modelagem do motor termomagnético, seus processos e abordagem numérica;
- Apresentação do modelo de radiação solar e desenvolvimento do modelo do sistema PV/T;
- Modelagem do sistema combinado entre o motor termomagnético e o sistema PV/T.

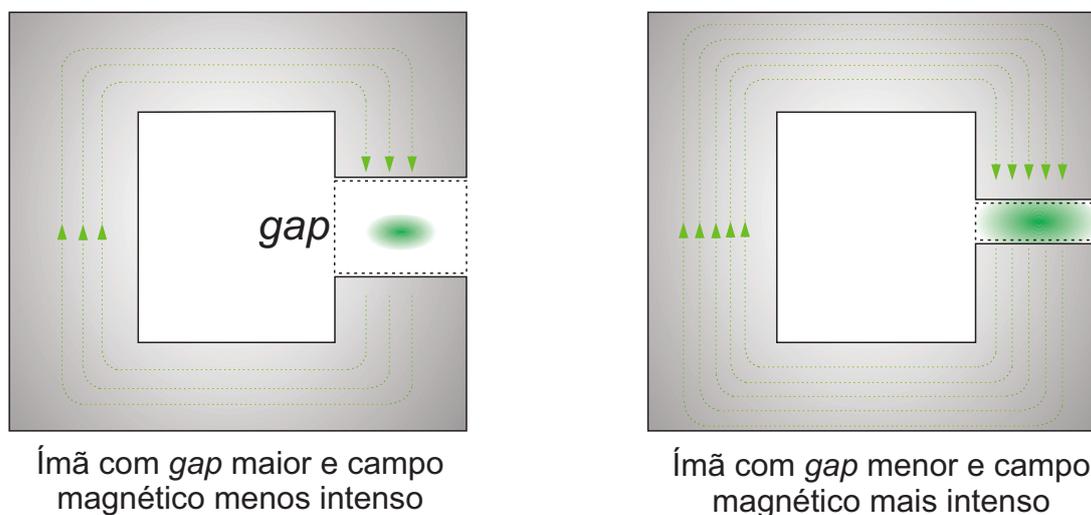
4.1 Ímã permanente

O ímã permanente é o principal elemento de um motor termomagnético, e seu correto dimensionamento e construção implicam diretamente no desempenho final do dispositivo [68]. Por isso, uma atenção especial foi dedicada à modelagem e simulação desse componente neste trabalho.

Em um motor termomagnético, o ímã permanente deve apresentar uma região de alta concentração de campo magnético, para a qual o elemento móvel do motor se deslocará. Essa região pode ser determinada através de uma abertura no circuito magnético (*gap*). O *gap* representa uma região de elevada relutância no circuito magnético do ímã permanente, de modo que a extensão da abertura é inversamente proporcional ao campo magnético produzido nessa região, conforme ilustrado na Figura 4.1.

Em um motor termomagnético de movimento alternado, o elemento móvel contendo material magnético se desloca atraído para essa região de alto campo magnético (RACM) e fecha o circuito. O material magnético contido no elemento móvel, também chamado de trocador de calor magnético (TCM), sofre ação do campo magnético e é magnetizado. Apesar de *gaps* maiores produzirem campos magnéticos menores, um TCM maior pode ser acomodado nessa região e uma maior quantidade de material magnético pode ser empregada nesses motores.

Figura 4.1: Variação da abertura do circuito magnético em ímãs permanentes



Fonte: O autor (2024)

4.1.1 A relação entre a força magnética e o *gap* do ímã

A força de atração magnética exercida por um campo magnético sobre um material pode ser calculada através da Eq. (4.1) [40], e depende do volume do material magnético (V), da magnetização do material (\vec{M}) e da derivada espacial da densidade de fluxo magnético do ímã ($\partial\vec{B}/\partial\vec{i}$).

$$\vec{F}_{mag} = V\vec{M}\frac{\partial\vec{B}}{\partial\vec{i}} \quad i = x, y, z \quad (4.1)$$

Analisando a Eq. (4.1), observa-se que o tamanho do *gap* do ímã pode influenciar a força magnética tanto pelo volume de material magnético acomodado nessa região quanto pela variação da densidade de fluxo magnético ao qual o material é submetido. Logo, uma relação de *tradeoff* é observada na força magnética quando se utiliza ímãs permanentes para produção de campo magnético: *gaps* maiores permitem acomodar um maior volume de material, porém, produzem um campo magnético de menor intensidade. A investigação da relação entre o tamanho do *gap* e a força magnética foi realizada em duas etapas principais: em uma primeira parte, analisaram-se arranjos de ímã permanente e o campo magnético produzido por eles e, a partir dessa análise, realizou-se um estudo da força exercida pelo campo magnético do ímã sobre um material magnetocalórico.

4.1.2 Dimensionamento dos ímãs permanentes e seleção de materiais

A fim de investigar a relação entre o *gap* e a força de atração magnética, realizou-se uma modelagem e simulação de dois ímãs permanentes: tipo C e duplo C, variando-se o tamanho do *gap* e o MMM dos ímãs. Os ímãs empregados nesse estudo são baseados no modelo proposto

por Vasile & Muler [71], uma vez que esse formato de ímã apresenta geometria de construção relativamente simples, podendo-se adotar blocos de ímãs de formato padronizado, como blocos prismáticos, disponíveis comercialmente.

A primeira etapa da modelagem foi selecionar os blocos magnetizados de material magnético duro. Adotaram-se blocos de NdFeB sinterizados por ser um tipo de ímã amplamente difundido comercialmente, de fácil aquisição a um custo relativamente baixo. Duas grades de NdFeB foram utilizadas: N35 e N52. As propriedades magnéticas de cada grade estão listadas na Tabela 4.1.

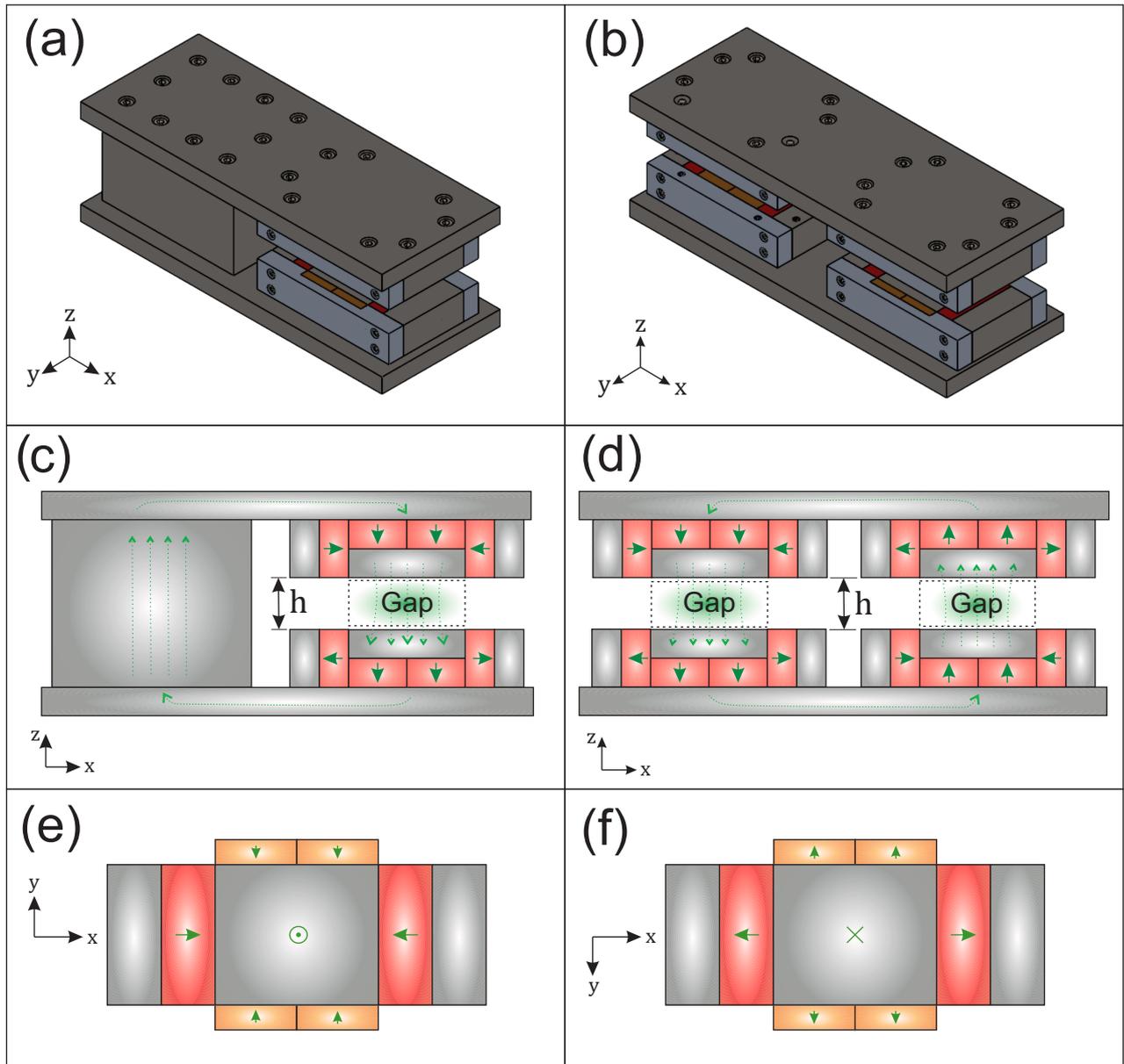
Tabela 4.1: Propriedades magnéticas do NdFeB

Grade	Remanência - B_r (T)	Coercividade - H_{c_j} ($\text{kA}\cdot\text{m}^{-1}$)
N35	1,17	955
N52	1,43	875

Referência [111].

A grade N52 foi empregada nos blocos principais de cada polo do arranjo, de modo que o campo produzido por esses blocos atravesse o *gap* de um polo a outro. A mesma grade foi utilizada nos blocos laterais, cuja direção do campo magnético é orientada perpendicularmente à direção dos blocos principais. A grade N35 foi utilizada como blocos concentradores na parte frontal e posterior da estrutura, com a função de auxiliar na condução das linhas de campo através da estrutura e impedir a fuga de campo pelas bordas dos polos magnéticos do *gap*. Um esquema representativo dos arranjos modelados é exibido na Figura 4.2. Na Figura 4.2(a) e (b) são mostrados os arranjos dimensionados no SolidWorks®. Na Figura 4.2(b), (c), (d) e (e) são exibidas vistas representativas de planos dos ímãs, em que os blocos em vermelho representam a grade N52, os blocos alaranjados representam a grade N35, os blocos em cinza representam o MMM e as linhas verdes pontilhadas indicam a direção do campo magnético no circuito. Na Figura 4.2(c) e (d) é exibido o plano xz , considerando a origem no ponto central do *gap*. A dimensão h indica a altura do *gap*. Na Figura 4.2(e) e (f) é exibido o plano xy do ímã tipo C, em que é mostrado o polo magnético superior na Figura 4.2(e), de onde partem as linhas de campo, e na Figura 4.2(f) é mostrado o polo magnético inferior, para onde as linhas de campo se direcionam. A mesma analogia pode ser empregada ao ímã duplo C, levando-se em conta que esse ímã possui dois polos magnéticos adicionais em comparação ao tipo C.

Figura 4.2: Esquema representativo dos arranjos de ímã permanente desenvolvidos: (a) Vista isométrica do ímã permanente tipo C, (b) vista isométrica do ímã duplo C, (c) vista frontal esquemática do ímã tipo C, (d) vista frontal esquemática do ímã duplo C, (e) vista esquemática do polo magnético superior e (f) vista esquemática do polo magnético inferior



Com relação ao material magnético mole (MMM), alguns materiais foram testados para avaliar o impacto de cada material sobre o campo magnético produzido no *gap* e sobre o parâmetro de desempenho do ímã, a figura de mérito M^* mencionada na seção 3.2.1. Os blocos de MMMs são o meio de condução do campo magnético através do circuito do ímã, auxiliando

na concentração do campo na região do *gap*. Logo, a análise de diferentes MMMs empregados nos ímãs permanentes deste trabalho foi conduzida visando também a otimização do projeto final.

Seis materiais foram selecionados como MMM: AISI 1020 [112], Hiperc 50A [113], Mu-metal [114], Ni-50%-Fe [115], Permalloy [116] e Vacoflux 48 [113]. O AISI 1020 foi selecionado por ser um aço de baixo carbono de boa usinabilidade, boas propriedades mecânicas e regionalmente de fácil aquisição a um preço acessível, além de apresentar propriedades magnéticas razoáveis. Os outros cinco materiais são amplamente empregados em aplicações práticas que envolvam processos magnéticos, como a rápida variação de um campo magnético, apresentando boas propriedades magnéticas. Para a análise, inicialmente obteve-se a curva B-H de cada material na literatura [112–116]. Após alguns testes iniciais, a função racional expressa pela Eq. (4.2) foi utilizada como modelo matemático para se ajustar aos dados coletados de cada material, em que os parâmetros a , b , c e d são coeficientes da função que variam conforme o material. Uma rotina para obtenção dos coeficientes de cada material foi desenvolvida no software Matlab® [117]. Através da derivação dessa função, obteve-se a função da permeabilidade magnética $\mu(H)$.

$$B(H) = \frac{a_1(H-d)^{b_1} + a_2(H-d)^{b_2} + a_3(H-d)^{b_3} + a_4}{c_1(H-d)^{b_1} + c_2(H-d)^{b_2} + c_3(H-d)^{b_3} + c_4} \quad (4.2)$$

A geometria e a quantidade de blocos utilizados em cada configuração do ímã (tipo C e duplo C) são listados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Componentes dos arranjos de ímã permanente

Config.	Descrição	Qtde.	Material	Dimensão (mm)	Volume (mm ³)
Tipo C	Bloco mag. principal	8	NdFeB-N52	50,8 × 50,8 × 25,4	5,244.10 ⁵
Tipo C	Bloco mag. lateral	4	NdFeB-N52	25,4 × 101,6 × 50,4	5,244.10 ⁵
Tipo C	Bloco mag. concentrador	8	NdFeB-N35	50,8 × 12 × 25,4	1,239.10 ⁵
Tipo C	Polo cond. principal	2	MMM	101,6 × 101,6 × 20	4,129.10 ⁵
Tipo C	Sup. cond. lateral	4	MMM	35 × 101,6 × 45,4	6,458.10 ⁵
Tipo C	Tampa de fechamento	2	MMM	510 × 200 × 25,4	5,182.10 ⁶
Tipo C	Núcleo condutor	1	MMM	222,4 × 125,8 × 151,6	4,242.10 ⁶
Duplo C	Bloco mag. principal	16	NdFeB-N52	50,8 × 50,8 × 25,4	1,049.10 ⁶
Duplo C	Bloco mag. lateral	8	NdFeB-N52	25,4 × 101,6 × 50,4	1,049.10 ⁶
Duplo C	Bloco mag. concentrador	16	NdFeB-N35	50,8 × 12 × 25,4	2,524.10 ⁵
Duplo C	Polo cond. principal	4	MMM	101,6 × 101,6 × 20	8,258.10 ⁵
Duplo C	Sup. cond. lateral	8	MMM	35 × 101,6 × 45,4	1,292.10 ⁶
Duplo C	Tampa de fechamento	2	MMM	510 × 200 × 25,4	5,182.10 ⁶

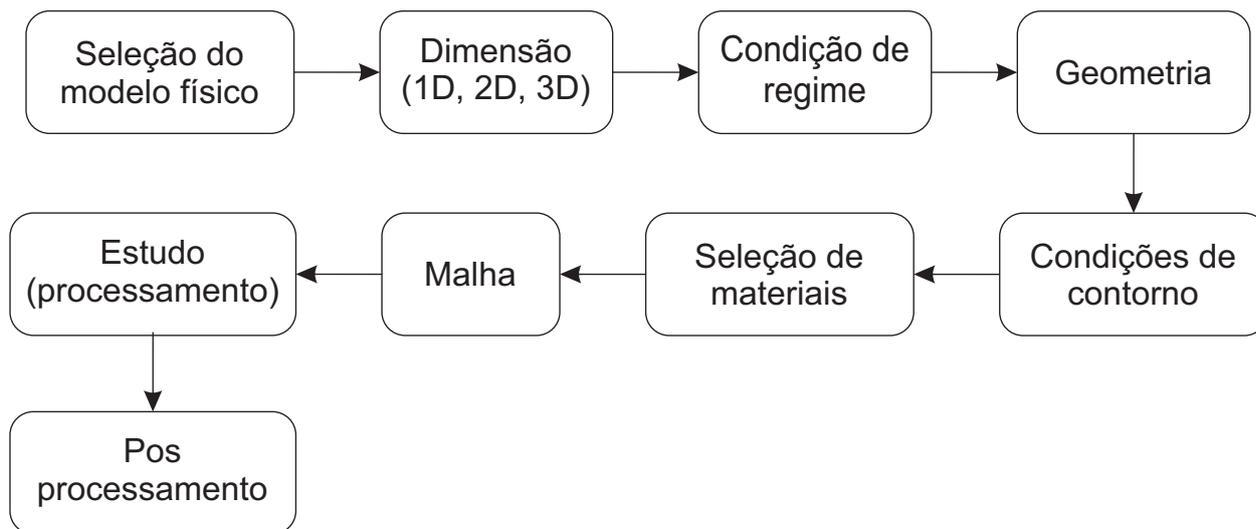
Fonte: O autor (2024)

4.1.3 Simulação do campo magnético no COMSOL

O COMSOL Multiphysics® é um software de simulação numérica utilizado para modelagem e solução de problemas baseados em fenômenos físicos, permitindo a simulação de múltiplos fenômenos interativos dentro de um único modelo [118].

Os arranjos desenvolvidos foram modelados no COMSOL para simular o campo magnético produzido. O software possui uma interface amigável e intuitiva, fornecendo um passo a passo que o usuário pode seguir para a obtenção da solução. Nos itens a seguir, são descritas as etapas executadas no software para a simulação do modelo. Para melhor compreensão desse procedimento, a Figura 4.3 exibe um fluxograma das etapas da simulação no software.

Figura 4.3: Fluxograma das etapas da simulação do ímã permanente no COMSOL



Fonte: O autor (2024)

• Etapa 1: Módulo físico

Inicialmente, selecionou-se uma geometria 3D para modelagem do problema. Em seguida, selecionou-se a opção *Magnetic Fields, No Currents (mfnc)* como módulo físico. Esse módulo é recomendado para ímãs permanentes, nos quais o campo magnético é produzido sem a passagem de corrente elétrica. Como último passo nessa etapa inicial, selecionou-se a opção de regime permanente.

• Etapa 2: Geometria

Apesar da geometria do modelo ter sido previamente desenvolvida no SolidWorks, uma geometria simplificada do modelo foi criada no COMSOL no item *Geometry*, omitindo-se alguns detalhes, como filetes e furos roscados para fixação das peças. Tais simplificações minimizam possíveis erros que podem surgir no processo de geração da malha. O *gap* foi dimensionado com o centro localizado na origem do sistema de coordenadas. Todos os blocos sólidos do arranjo foram dimensionados de modo que sua posição em relação à origem fosse dependente das dimensões do *gap*. Essa dependência favorece a parametrização da simulação. Ao se variar as dimensões do *gap*, toda a geometria é automaticamente redimensionada a partir dessas

dimensões primárias. Ao final do dimensionamento, um bloco foi criado envolvendo toda a estrutura do ímã, com volume seis vezes maior. Esse bloco foi considerado como um invólucro de ar do sistema.

- **Etapa 3: Condição de contorno**

As condições de contorno e inicial foram atribuídas ao modelo através do item *Magnetic Fields, No Currents (mfnc)* na árvore de projeto do modelo. As equações do software se baseiam na conservação do potencial magnético escalar (V_m) quando não há correntes livres definidas e na lei de Gauss para o magnetismo, dadas pelas Eq's. 4.3 e 4.4, respectivamente.

$$\vec{H} = -\nabla V_m \quad (4.3)$$

$$\nabla \vec{B} = 0 \quad (4.4)$$

Para ímãs permanentes, é conveniente expressar a indução magnética como:

$$\vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} + \vec{B}_{rem} \quad (4.5)$$

Em que μ_0 e μ_r são as permeabilidades magnética do vácuo e relativa do material, respectivamente. \vec{B}_{rem} é a densidade de fluxo magnético remanescente do material. Substituindo a Eq. (4.3) na Eq. (4.5) e substituindo-a na Eq.(4.4), obtém-se o modelo usado no COMSOL Multiphysics® dado pela Eq. (4.6).

$$\nabla \cdot (\mu_0 \mu_r \nabla V_m - \vec{B}_{rem}) = 0 \quad (4.6)$$

O módulo e a direção da densidade de fluxo remanescente foram atribuídos a cada bloco magnetizado de NdFeB através da condição de contorno *Magnetic Field Conservation*.

- **Etapa 4: Propriedades dos materiais**

Na interface *mfnc* do software, a propriedade básica que deve ser fornecida como *input* é a permeabilidade relativa dos materiais empregados na modelagem. Quando o material opera como ímã permanente, a remanência também deve ser informada. Entretanto, se o domínio do material magnetizado for pré-configurado (Etapa 4), o software automaticamente reconhece o valor da remanência previamente fornecido. Para os volumes de ar do *gap* e do invólucro da estrutura do ímã, a permeabilidade relativa possui valor unitário, uma vez que a permeabilidade do ar pode ser aproximada pela permeabilidade do vácuo. Para os blocos magnetizados, seu valor é calculado segundo a Eq. (4.7), em que as propriedades B_{rem} e H_{cj} são apresentadas na Tabela 4.1.

$$\mu_r = \frac{B_{rem}}{\mu_0 H_{cj}} \quad (4.7)$$

A permeabilidade relativa dos blocos de MMM não é constante, sendo uma função do campo magnético aplicado (H). A função da permeabilidade relativa obtida a partir da Eq.(4.2)

foi inserida no COMSOL como uma função de interpolação, em que, para um dado valor de campo aplicado, o software calcula o valor da permeabilidade com base nos dados da função inserida. Logo, variou-se o MMM do arranjo de ímã simulado substituindo-se manualmente a função da permeabilidade relativa.

- **Etapa 5: Malha**

A malha foi criada utilizando elementos tetraédricos e o tamanho dos elementos foi determinado de acordo com o domínio. Por exemplo, como o *gap* é o domínio de maior interesse, a malha foi refinada nessa região. O tamanho máximo dos elementos de malha em cada região são apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Tamanho dos elementos de malha

Domínio (região)	Tamanho máximo do elemento
<i>Gap</i> de ar	$5 \cdot 10^{-4}$ mm
Blocos sólidos	$1 \cdot 10^{-3}$ mm
Invólucro de ar	$5 \cdot 10^{-3}$ mm

- **Etapa 5: Estudo e Parametrização**

O estudo (*Study*) foi a última etapa para simulação do modelo. Uma tolerância de 10^{-3} foi considerada como critério de parada para o processo iterativo. Como o principal interesse desse estudo foi avaliar a influência do *gap* e do MMM sobre o campo magnético produzido, uma análise paramétrica foi adicionada ao estudo através da ferramenta *Parametric Sweep*, na qual a altura do *gap* (h na Figura 4.2) foi configurada como o parâmetro a ser variado a cada nova simulação. Para isso, utilizou-se uma faixa de valores de 5 a 40 mm, com passo de 5 mm entre cada valor. Para um mesmo material, o software automaticamente remodela a geometria e a malha a partir de um novo valor de h e reinicia o processo iterativo. Ao final de cada conjunto de simulações, substituiu-se a curva de permeabilidade do MMM pela de um novo material e uma nova bateria de simulações foi conduzida. Considerando os dois arranjos de ímã permanente, os seis MMM selecionados e as oito medidas de *gap* para cada material, um total de 96 simulações foram conduzidas no COMSOL.

- **Etapa 6: Pós processamento**

Através das ferramentas de pós-processamento do software, avaliou-se a densidade de fluxo média (B_{med}) gerada no volume do *gap* de ar em cada caso por meio da Eq. (4.8):

$$B_{med} = \frac{\int_{V_{campo}} B dV}{\int_{V_{campo}} dV} \quad (4.8)$$

onde B é a densidade de fluxo magnético gerada em cada elemento de malha e V_{campo} é a região volumétrica onde B é gerado. Neste caso, V_{campo} corresponde ao domínio volumétrico do *gap*, sendo a integração realizada sobre este volume.

A partir dos valores de B_{med} , calculou-se a figura de mérito M^* , expressa na Eq. (4.9) e proposta por Jensen & Abele [74], usada para avaliar o desempenho das duas estruturas de ímã permanente para cada SMM e para cada valor de gap simulado.

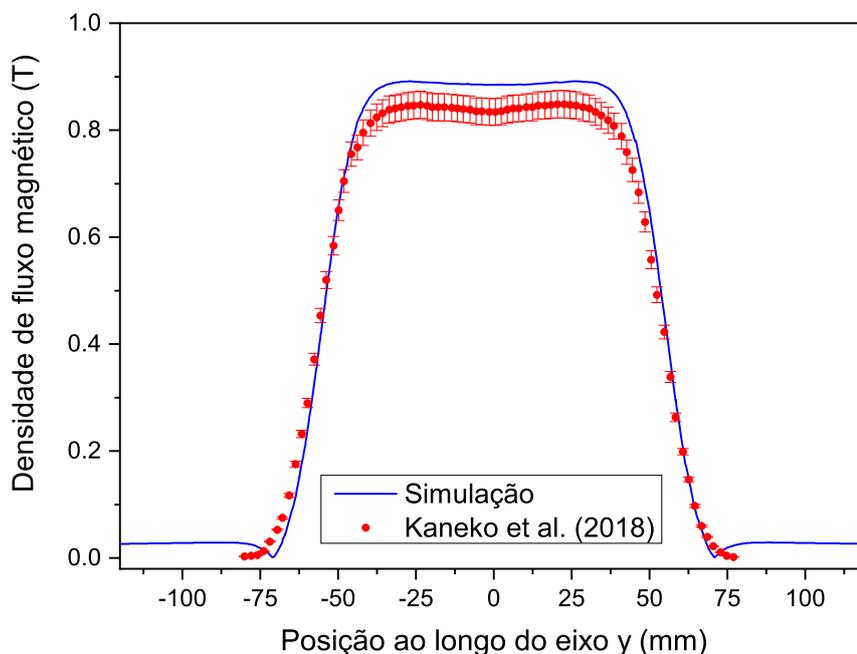
$$M^* = \frac{\int_{V_{campo}} B^2 dV}{\int_{V_{mag}} B_{rem}^2 dV} \quad (4.9)$$

Nessa expressão V_{mag} é o volume total dos blocos de NdFeB e B_{rem} é a remanência dos blocos magnetizados. Neste caso, como os blocos de NdFeB têm uma geometria bem definida, a integral se reduz a uma soma do produto do volume e da remanência de cada bloco.

4.1.4 Validação

O modelo desenvolvido foi validado por meio de comparação com os dados experimentais publicados por Kaneko et al. [119], em seu trabalho que aborda os procedimentos para construção e análise de um ímã permanente tipo duplo-C. As mesmas etapas de simulação utilizadas no modelo desenvolvido neste trabalho foram aplicadas para modelagem do ímã construído por Kaneko et al., *i.e.*, geometria, seleção de materiais, condições de contorno, tamanho de malha e estudo. A Figura 4.4 mostra os valores de densidade de fluxo magnético ao longo do eixo central de um dos $gaps$ do arranjo de ímã para os dados experimentais e o modelo simulado para validação.

Figura 4.4: Comparação entre a simulação e os dados experimentais de Kaneko et al. (2018)



Fonte: O autor (2024).

É possível observar na figura que tanto a curva da simulação quanto os dados experimentais descrevem um comportamento similar, em que a densidade de fluxo é maior no *gap* (nas proximidades de $y = 0$) e tende a zero conforme se afasta dele. Ao longo das inclinações das curvas, em que a densidade varia rapidamente dos valores menores até a região de valores maiores, a simulação se mostra em conformidade com os dados experimentais. Entretanto, na região do *gap* propriamente dito, os valores da simulação se mostram maiores que os dados experimentais, mesmo considerando o erro da medida. O erro máximo entre a simulação e os dados experimentais ocorreu nas extremidades, com valor máximo de erro de 708% em $y = 80$ mm. Na região do *gap*, o erro máximo foi de 9,38% em $y = -1,4$ mm. A diferença entre os valores da simulação e os dados experimentais pode ser explicada pela fuga de campo natural que ocorre em circuitos magnéticos reais. Outro fator que poderia justificar o campo magnético menor no arranjo experimental é o contato imperfeito que ocorre entre os blocos. Devido aos processos de fabricação, as superfícies dos blocos naturalmente apresentam imperfeições e o contato não ocorre na totalidade da área superficial, o que pode dificultar a condução do campo magnético através do circuito e produzir um campo magnético menor no *gap*. Além disso, as propriedades magnéticas utilizadas na simulação não foram medidas diretamente dos materiais empregados no arranjo experimental, o que pode contribuir para a diferença dos valores.

4.1.5 Simulação da força magnética no COMSOL

Como indicado na Eq. (4.1), a força magnética atuando sobre um material depende, entre outros fatores, da intensidade do campo magnético e do volume do material. Após a simulação do campo magnético no COMSOL, a fim de avaliar o desempenho do ímã permanente, um novo conjunto de simulações foi realizado nesse software para avaliar a influência desses dois fatores (campo magnético e volume) sobre a força magnética exercida sobre um determinado material.

Essa etapa foi realizada após a análise das simulações de campo magnético dos dois arranjos de ímã permanente. A partir dos resultados obtidos, escolheu-se o ímã tipo-C com o MMM que apresentou o melhor desempenho para conduzir as simulações de força magnética.

O gadolínio (Gd), na forma de placas paralelas, foi adotado como material magnético submetido à ação do campo magnético. Essa escolha se deu principalmente pelo fato de o Gd ser muito utilizado em dispositivos termomagnéticos, além da grande quantidade de dados disponíveis sobre suas propriedades térmicas e magnéticas. As placas são dispostas paralelamente, e as simulações para determinar a força exercida pelo campo produzido pelo ímã sobre o conjunto de placas foram conduzidas variando-se a posição do conjunto ao longo do eixo y , que passa pelo centro do *gap*, conforme esquematizado na Figura 4.5.

Em um motor termomagnético de movimento alternado, o elemento móvel descreve um movimento linear entre as regiões de baixo e alto campo. Com base nisso, variou-se a posição do conjunto de placas a partir de 150 mm do *gap*, até 0, com um intervalo de 10 mm entre cada posição. Para verificar a influência do campo e da massa de Gd sobre a força magnética, dois casos foram estudados.

Caso 1: as placas de Gd permaneceram com dimensões constantes, com largura de 2 mm, comprimento de 100 mm e altura de 8 mm, enquanto variou-se a altura do *gap* do ímã de 15 a 40 mm, com um intervalo de 5 mm entre cada dimensão. A quantidade de placas de Gd foi estimada a partir das medidas do *gap*. A área superficial do *gap* possui dimensões de 101,4 mm \times 101,4 mm. Cada placa apresenta um espaçamento de 2 mm da placa adjacente. Considerando essas medidas e sabendo que o Gd apresenta uma densidade média de 7900 kg.m⁻³, um total de 24 placas foi acomodado no *gap*, resultando em uma massa de 3,082.10⁻¹ kg para todo o conjunto.

Caso 2: as placas de Gd variam com a altura do *gap*. Como indicado na Figura 4.5, um espaçamento de 5 mm é deixado entre o conjunto de placas e o ímã permanente. Logo, a altura do conjunto de placas foi calculada como função da altura do *gap*, conforme a relação dada a seguir:

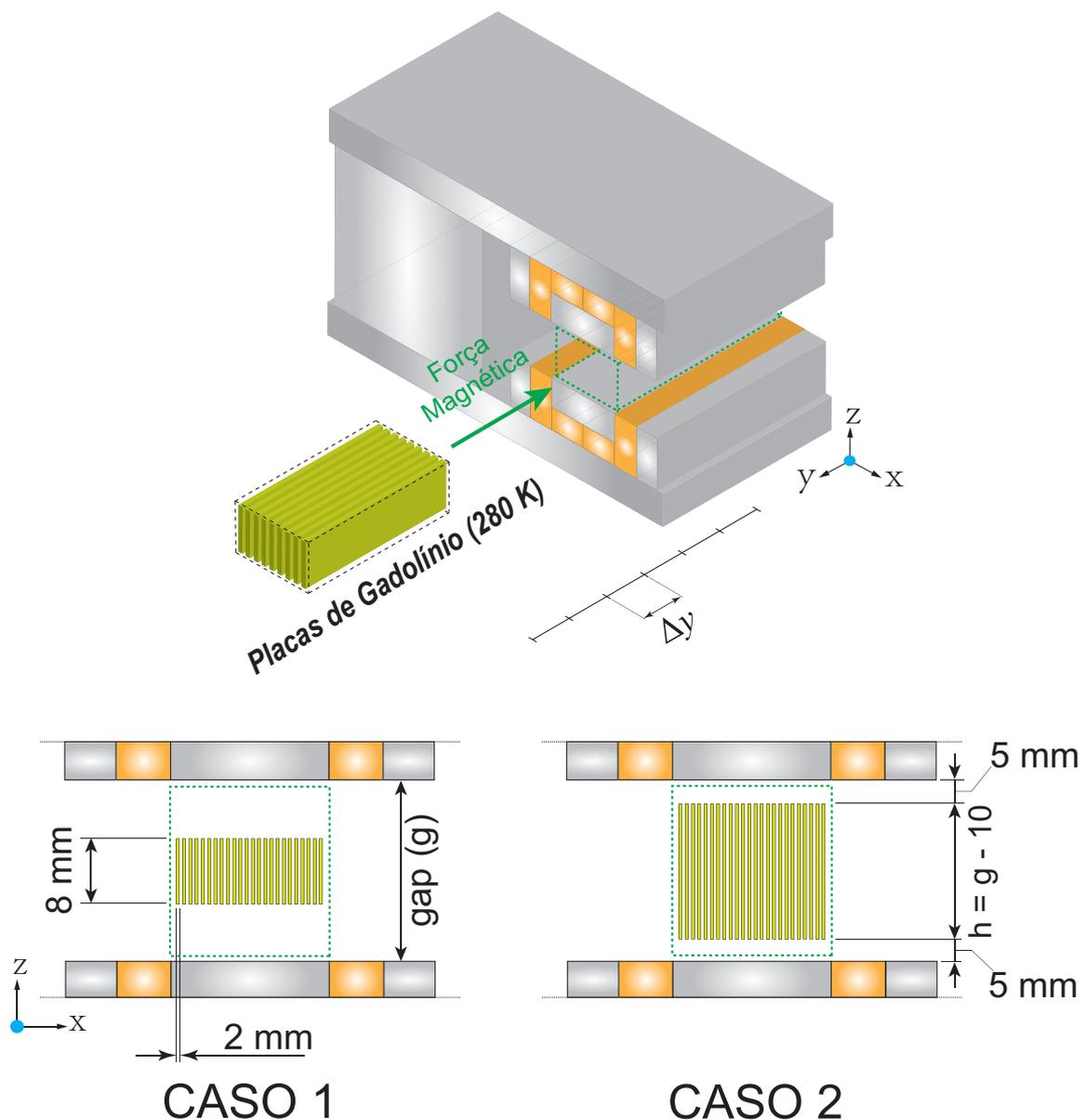
$$h = g - 10 \quad (4.10)$$

em que h é a altura das placas e g é a altura do *gap*. Consequentemente, a massa de Gd varia para cada medida de *gap* no Caso 2, como mostrado na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Massa do conjunto de placas de Gd para o Caso 2

<i>Gap</i> (mm)	Massa de Gd (kg)
15	$1,926 \cdot 10^{-2}$
20	$3,853 \cdot 10^{-1}$
25	$5,779 \cdot 10^{-1}$
30	$7,705 \cdot 10^{-1}$
35	$9,963 \cdot 10^{-1}$
40	1,156

Figura 4.5: Esquema representativo da ação da força magnética produzida pelo campo magnético gerado pelo ímã permanente sobre um conjunto de placas de Gd. No Caso 1, as placas têm dimensões constantes, independentemente do valor do gap. No Caso 2, a altura das placas é uma função do gap.



Fonte: O autor (2024)

Em ambos os casos, a permeabilidade do Gd foi obtida a partir da curva de magnetização em função do campo aplicado para temperatura de 280 K, disponível no trabalho de Dan'kov et al. [55]. O conjunto de dados de $\mu_r(H)$ foi importado no software como uma função de interpolação. Os mesmos critérios de malha e parada utilizados nas simulações do campo magnético dos dois arranjos de ímã foram aplicados neste estudo.

Para o cálculo da força, foi adicionada a condição de contorno *Force calculation* na interface *mfnrc* do COMSOL. Através dessa ferramenta, pode-se definir e calcular variáveis de força e torque disponíveis globalmente para os domínios selecionados. O método utilizado para calcular forças e torques no COMSOL é a integração do tensor de tensão de Maxwell sobre as superfícies externas do conjunto de domínios. Este recurso também dá acesso à componente normal do tensor de tensão nas superfícies externas.

Nesse estudo da força, também foi utilizada a ferramenta *Parametric Sweep* de modo a parametrizar tanto o tamanho do *gap* e, conseqüentemente, a altura das placas de Gd (Caso 2), quanto a posição das placas de Gd ao longo do eixo *y*. Para os dois casos estudados, com 6 alturas de *gap* e 16 posições diferentes para cada altura, um total de 192 simulações foram realizadas no COMSOL nesta análise da força magnética.

É importante salientar que, nesta etapa, ainda não se considerou a variação da temperatura do conjunto de placas. O principal foco desse estudo foi verificar como a variação do campo magnético e da massa do material afetam a força magnética.

Ao final da análise dos resultados dessa etapa, o melhor caso foi utilizado para a modelagem do motor termomagnético, *i.e.*, o caso em que o tamanho do *gap* do ímã, associado a uma determinada massa de Gd, proporcionasse a maior força magnética média ao longo do trajeto do conjunto de placas.

4.2 Motor termomagnético

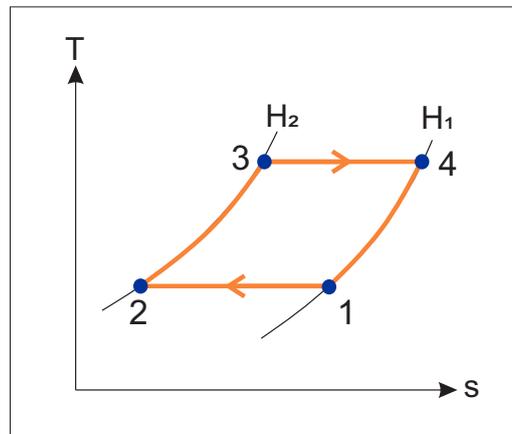
O motor termomagnético opera segundo um balanço de forças que atuam sobre o trocador de calor magnético (TCM). A força resultante (F_r) é dada pela diferença entre a força de atração magnética (F_m), exercida pelo campo do ímã, e a força de restituição (F_b), exercida pela gravidade na forma de um peso atado ao TCM, com linhas de ação contrárias uma à outra.

O modelo do motor termomagnético foi desenvolvido com o TCM contendo as placas de material magnetocalórico (MMC) executando o ciclo Ericsson, conforme esquematizado na Figura 4.6. A principal diferença desse ciclo em relação ao ciclo Brayton é que os processos de variação de campo magnético ocorrem sem variação de temperatura. Desse modo, o efeito magnetocalórico do Gd pode ser desprezado, tornando a análise do ciclo mais simples.

A Figura 4.7 mostra um esquema do funcionamento do motor, em que o sistema é composto por um ímã permanente, um TCM contendo as placas de MMC, um peso atado ao TCM (não mostrado na figura) e dois reservatórios térmicos. O funcionamento do motor é representado pelos quatro processos do ciclo Ericsson, descritos a seguir.

Processo 1-2: deslocamento isotérmico. O TCM, inicialmente a uma temperatura T_1 e posicionado na região de baixo campo, apresenta magnetização suficiente para ser atraído pelo campo magnético do ímã, de modo que F_m se sobrepõe a F_b e F_r aponta no sentido de F_m .

Figura 4.6: Ciclo Ericsson descrito pelo motor termomagnético



Fonte: O autor (2024)

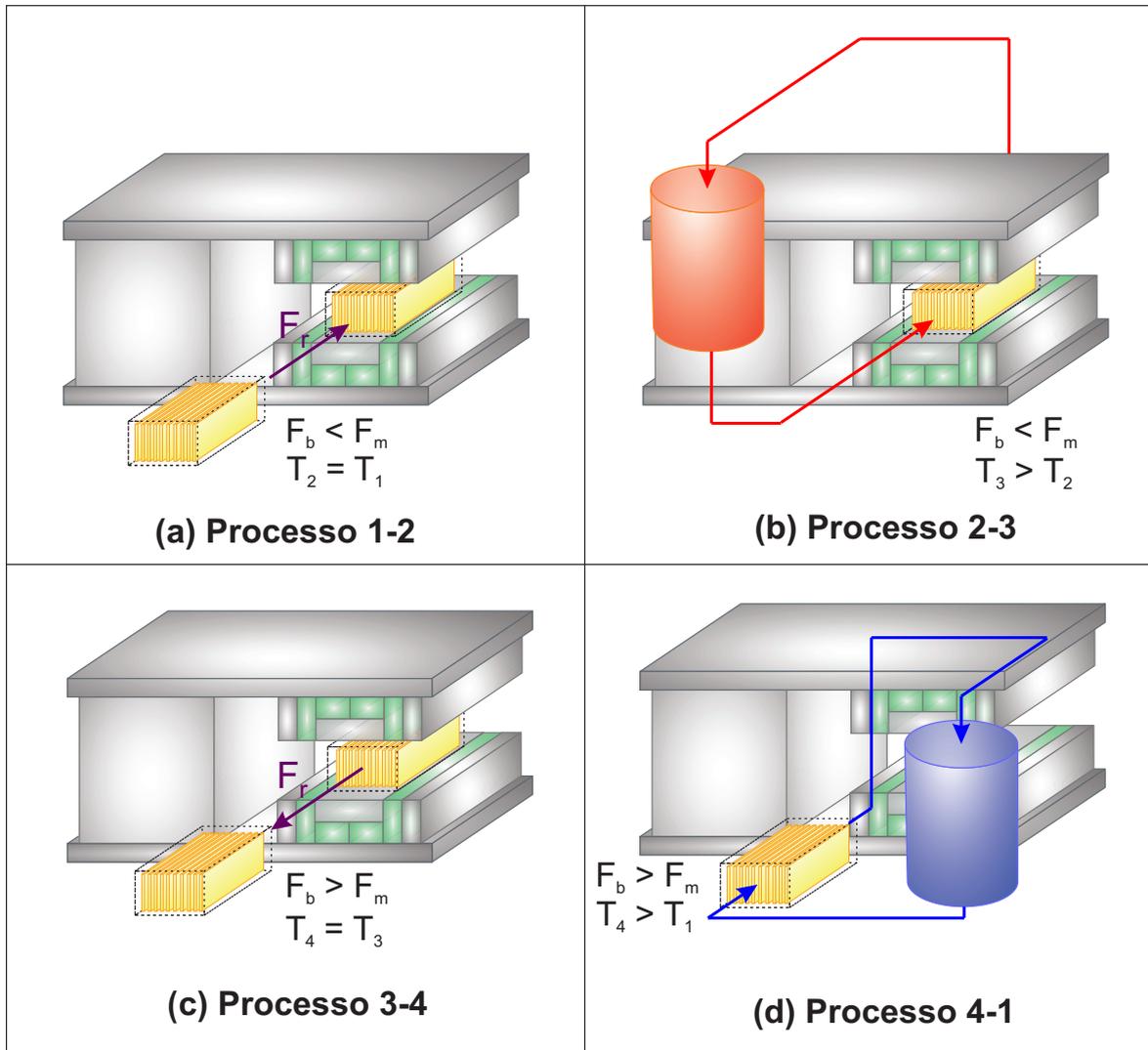
O TCM, então, se desloca até a região de alto campo pela ação do campo magnético em um processo isotérmico, executando trabalho.

Processo 2-3: aquecimento isocampo. Ao chegar ao fim de curso, o TCM é submetido a um fluxo de água quente, proveniente de um reservatório térmico, a um campo magnético constante. A água flui através do TCM e aquece as placas de MMC. Isso faz com que sua temperatura aumente, reduzindo sua magnetização e a intensidade da ação da força magnética. Em um dado momento, F_b apresenta intensidade maior que F_m e F_r aponta no sentido de F_b . Na iminência do movimento do TCM, o processo de troca térmica é interrompido.

Processo 3-4: deslocamento isotérmico. O TCM, a uma temperatura T_3 atingida ao final do processo de troca térmica, se desloca da região de alto campo para a região de baixo campo em um processo isotérmico. A ação de F_b é predominante sobre o TCM e, como essa força é exercida por um peso atado ao TCM, trabalho é executado sobre o sistema.

Processo 4-1: resfriamento isocampo. Ao atingir novamente o fim de curso na região de baixo campo, o TCM é submetido a um fluxo de água fria, que reduz a temperatura das placas de MMC e aumenta sua magnetização. Com isso, a influência da força magnética também aumenta e, em um dado momento, F_m apresenta módulo maior que F_b , quando o TCM atinge uma temperatura T_4 . De modo análogo ao processo de aquecimento, na iminência do movimento do TCM, o processo térmico é interrompido, reiniciando o ciclo.

Figura 4.7: Esquema representativo dos processos descritos pelo motor termomagnético em um ciclo



Fonte: O autor (2024)

A modelagem do motor foi conduzida a partir da simulação do campo magnético produzido pelo ímã permanente e do estudo sobre a relação entre a força magnética e o tamanho do *gap*. Os resultados dessa etapa evidenciaram que uma maior densidade de energia magnética pode ser obtida quando se trabalha com *gaps* maiores no circuito magnético, permitindo acomodar uma maior quantidade de material magnetocalórico. O MMM do circuito magnético e o tamanho do *gap* foram determinados a partir da análise dos resultados. As dimensões do MMC foram estimadas com base nesses resultados. Esses dados estão listados na Tabela 4.5.

Tabela 4.5: Detalhes dos materiais e dimensões

Tamanho do <i>gap</i>	40 mm
Material magnético mole do ímã	Hiperco 50A
Dimensões da placa de MMC (altura × largura × altura)	100 mm × 2 mm × 30 mm
Quantidade de placas	24
Volume total	$1,44 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3$

Nas próximas subseções, são descritos os procedimentos para modelagem do motor termomagnético.

4.2.1 Materiais magnetocalóricos

O gadolínio (Gd) e a liga $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ foram utilizados como materiais magnetocalóricos do trocador de calor magnético (TCM), simulando-se casos considerando ora um, ora outro material para comparação.

O Gd é um material de referência para aplicações que envolvem o efeito termomagnético e, por ser amplamente estudado, suas propriedades mecânicas, magnéticas e, principalmente, térmicas são facilmente encontradas na literatura. Essa grande disponibilidade de dados viabiliza a modelagem de sistemas termomagnéticos com esse material.

O $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ foi adotado principalmente por ser um material magnetocalórico que apresenta transição de fase de primeira ordem em condições ambientes. Isso promove um contraponto ao Gd, que é um material de transição de segunda ordem, permitindo analisar a influência do tipo de material sobre o desempenho do motor termomagnético. Além disso, compostos à base de LaFeSi têm sido considerados materiais magnetocalóricos atraentes para aplicações práticas devido ao grande EMC manifestado, temperatura de trabalho continuamente ajustável e baixo custo [120].

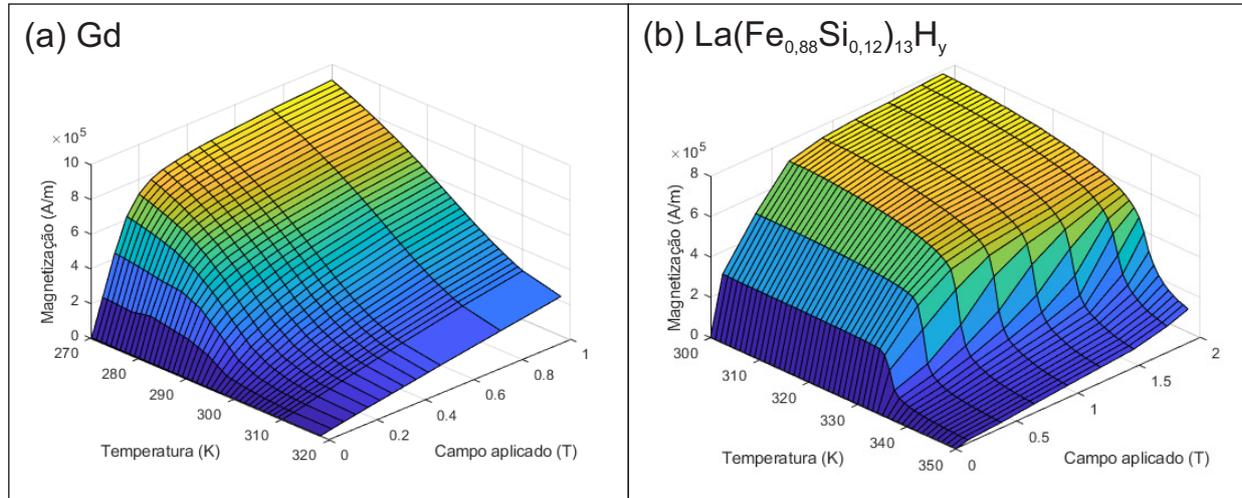
As propriedades térmicas e magnéticas dos dois materiais foram obtidas a partir de trabalhos experimentais disponíveis na literatura [55, 121, 122]. As propriedades de cada material estão listadas na Tabela 4.6. Os dados de magnetização como função do campo aplicado e da temperatura (M vs. H vs. T) foram extraídos de gráficos de curvas iso- T e iso- H e, através da importação dos dados no Matlab, plotou-se as superfícies de magnetização de cada material, exibidas na Figura 4.8.

Tabela 4.6: Propriedades os materiais magnetocalóricos utilizados no TCM do motor

	Gd	$\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$
Temperatura de transição (T_C) (K)	293	335
Densidade ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	7900	6400
Massa total (kg)	1,1376	0,9216
Condutividade térmica ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	9,25	3,38
Calor específico ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	292,4	704,2

Fonte: [121, 122]

Figura 4.8: Superfície de magnetização dos materiais magnetocalóricos utilizados no TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

No caso do La(Fe_{0,88}Si_{0,12})₁₃H_y, devido à disponibilidade de dados experimentais, a histerese térmica e magnética não foram consideradas nesse trabalho.

4.2.2 Campo magnético e curso do TCM

Em uma aplicação real de motor termomagnético de movimento alternado, o trocador de calor magnético (TCM) se desloca sobre um trilho que limita seu movimento a uma única direção. O centro do *gap* do ímã foi considerado a origem do sistema de coordenadas espaciais, e o eixo *y* foi tomado como o eixo de deslocamento do TCM (ver Figura 4.5). Logo, o balanço de forças foi realizado ao longo desse eixo.

Para o cálculo da força magnética dada pela Eq. (4.1), foi necessário, primeiramente, obter a curva de variação do campo magnético ao longo do eixo *y*. Os dados do campo magnético como função da posição espacial foram obtidos previamente das simulações do campo magnético do ímã tipo-C no COMSOL. Para calcular a derivada dessa variável, inicialmente os dados na forma (*y*,*B*), gerados a partir da simulação, foram extraídos e importados no Matlab.

Para modelar o comportamento do campo ao longo do espaço como uma função $B = f(y)$, algumas funções previamente conhecidas foram testadas e comparadas aos dados da simulação, de modo a avaliar a possibilidade de ajuste. Após os testes, observou-se que a função dada pela Eq. (4.11) se mostrou a melhor candidata para o ajuste, devido ao seu formato ser similar ao comportamento descrito pelos dados e também à sua estabilidade ao se variar os coeficientes da função. Nessa etapa, ainda não foram avaliados os parâmetros estatísticos do ajuste, mas apenas a possibilidade de a função se ajustar aos dados devido ao formato de sua curva.

$$B = \frac{a_1}{\coth(-(a_2y - a_3)) + a_4} + a_5 \quad (4.11)$$

Nessa equação, a_1 , a_2 , a_3 , a_4 e a_5 são os coeficientes de ajuste da função. A ferramenta *Cuve fitting tool* do Matlab foi utilizada para determinar esses coeficientes de modo a encontrar o melhor ajuste da função com base nos parâmetros estatísticos de cada ajuste. A Tabela 4.7 lista os coeficientes da função e na Tabela 4.8 são encontrados os parâmetros estatísticos do ajuste.

Tabela 4.7: Coeficientes de ajuste da função (Eq.(4.11))

a_1	0,1678
a_2	49,99
a_3	2,441
a_4	0,6684
a_5	0,5219

Tabela 4.8: Parâmetros estatísticos do ajuste da função do campo magnético

SSE	0,08498
R-quadrado	0,9963
R-quadrado ajustado	0,9962
RMSE	0,01345

A partir da determinação dos coeficientes da função, foi possível obter sua derivada, dada pela Eq. (4.12).

$$\frac{dB}{dy} = -\frac{a_1 a_2 (\operatorname{cosech}(a_3 - a_2 y))^2}{(\operatorname{cotgh}(a_3 - a_2 y) + a_4)^2} \quad (4.12)$$

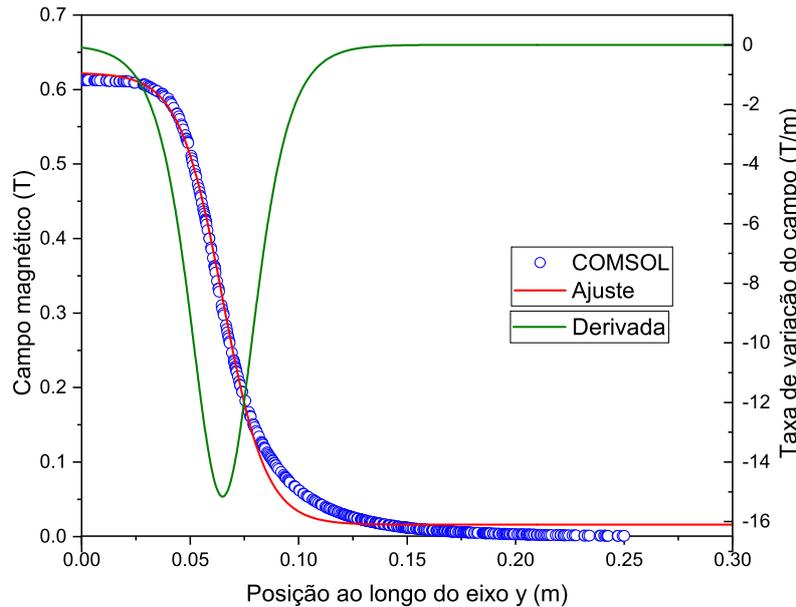
Os dados da simulação do campo magnético obtidos no COMSOL e o gráfico da função ajustada são apresentados na Figura 4.9, considerando o ponto 0 das abcissas como o ponto central do *gap*. O gráfico da taxa de variação do campo magnético em relação a y também é exibido nessa figura, com o eixo das ordenadas mostrado no lado direito do gráfico.

Ao analisar o gráfico de dB/dy (Eq. (4.12)), observa-se que o ponto mínimo da função ocorre próximo a 0,07 m de distância do centro do *gap* e que, ao se afastar do *gap*, essa função tende a um valor nulo a partir de 0,11 m. Com base nessas observações e na análise da equação da força magnética (Eq. (4.1)), fixaram-se os valores de 0,0695 m e 0,1105 m como os limites do curso do TCM. Para qualquer valor nulo de dB/dy , a força magnética também será zero. Além disso, caso o fim de curso na região de alto campo magnético (RACM) esteja mais próximo do *gap*, a força de restituição pode não ser suficiente para puxar o material para fora, já que, ao longo do percurso, o TCM experimentará um aumento de F_m ao passar pelo ponto correspondente ao valor mínimo da função derivada.

Com essas definições, o curso total do TCM é de 41 mm, o que está dentro do esperado. Em seu trabalho, Evaristo et al. [40] modelaram e simularam um motor termomagnético de movimento alternado cujo curso do TCM foi de 46 mm. O campo magnético empregado na

modelagem do motor apresenta um valor total de 0,61 T no centro do *gap* ($y = 0$), conforme ilustrado na Figura 4.9.

Figura 4.9: Campo magnético ao longo do eixo y obtido a partir da simulação do ímã tipo-C com 40 mm de *gap*; gráfico da função de ajuste dos dados via Eq. (4.11); gráfico da derivada da função de ajuste



Fonte: O autor (2024)

4.2.3 Força de restituição

Além da taxa de variação do campo, a magnetização é outro fator que influencia diretamente a magnitude de F_m . A temperatura e o campo aplicado, por sua vez, determinam a magnetização do material, sendo o campo aplicado uma função da posição no espaço. Para estimar o valor de F_b , foi necessário primeiro calcular o valor de F_m quando o trocador de calor magnético (TCM) se encontra nos limites do trajeto.

No início do curso (y_i), ao longo do trajeto da região de baixo campo para a região de alto campo, F_m precisa ser maior que F_b . Já no fim de curso (y_f), quando o TCM parte da região de alto campo para a região de baixo campo, F_b precisa ser maior que F_m . Considerando que a temperatura do material é limitada pelas temperaturas dos reservatórios quente (T_q) e frio (T_f), e que a magnitude de F_m depende da temperatura e do campo aplicado, é possível definir o intervalo de valores de F_b necessário para que o motor consiga executar um ciclo completo, conforme descrito pela Eq. (4.13).

$$F_m(T_q, y_f) < F_b < F_m(T_f, y_i) \quad (4.13)$$

Como apresentado na Eq. (4.13), o valor de F_b deve estar contido dentro do intervalo

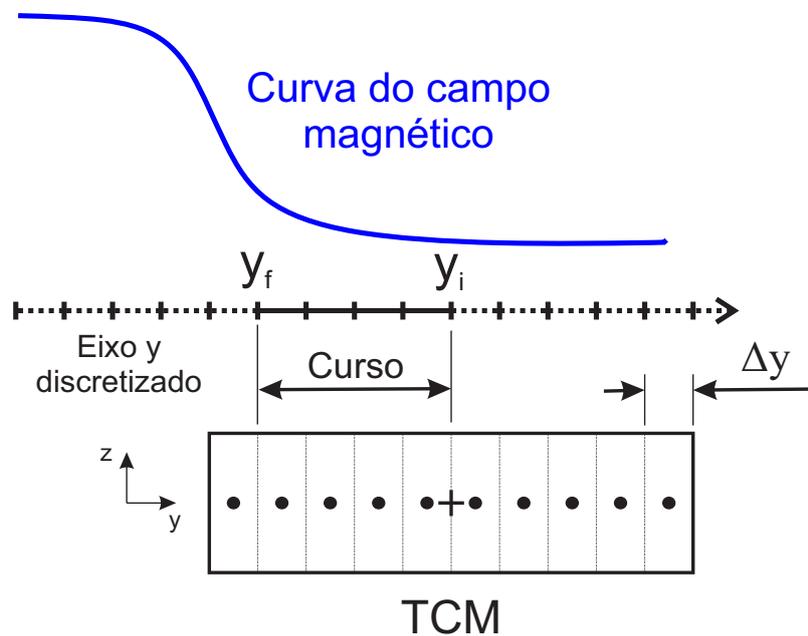
especificado para que o motor opere corretamente. Caso F_b seja menor que $F_m(T_q, y_f)$, por exemplo, o processo de aquecimento ocorrerá por tempo indeterminado, pois a força resultante no TCM sempre apontará na direção da região de alto campo, independentemente do tempo de aquecimento.

Na modelagem do motor, F_b mostrou-se sensível às posições de fim de curso do TCM e às temperaturas dos reservatórios térmicos. Inicialmente, a modelagem foi conduzida adotando-se um valor fixo de F_b para avaliar a operação básica do sistema. Em seguida, realizou-se uma análise paramétrica das temperaturas dos reservatórios, ajustando-se o valor de F_b conforme os limites definidos pela Eq. (4.13).

4.2.4 Processos de deslocamento do TCM

A modelagem do processo 1-2 (ver Figura 4.6), que corresponde ao deslocamento isotérmico do TCM, foi realizada no Matlab. Para isso, utilizou-se um vetor de posição com extensão de 140 mm e espaçamento Δy de 10^{-3} m entre cada ponto. O TCM possui uma extensão de 100 mm e percorre um trajeto de 40 mm, sendo seu deslocamento definido com base no ponto médio do componente. Assim, foi necessário adicionar 100 mm ao comprimento do vetor de deslocamento para considerar toda a extensão do TCM, como ilustrado na Figura 4.10.

Figura 4.10: Esquema representativo da discretização e deslocamento do TCM



Fonte: O autor (2024)

Para cada posição, os dados de y vs. B foram utilizados para determinar o campo magnético em cada elemento discreto do TCM ao longo da malha espacial. De forma similar, calculou-se

Tabela 4.9: Parâmetros de malha utilizados no Matlab

Δy	10^{-3} m
n_{TCM}	100
Δt	0,1 s

o valor de dB/dy . Com base no campo magnético e na temperatura do material, determinou-se a magnetização. A partir desses valores, foi calculada a força magnética (F_m) para cada elemento discreto e, em seguida, o valor médio de F_m ao longo de todo o TCM. Com o valor médio de F_m e o valor constante de F_b , determinou-se a força resultante (F_r) e o sentido do deslocamento do TCM.

A cada novo deslocamento de Δy , o cálculo de F_r foi atualizado iterativamente. Quando os limites de curso (0 e 41 mm) foram atingidos, o processo de troca térmica foi acionado, mantendo o TCM em repouso enquanto a troca ocorria.

As propriedades da malha utilizadas no Matlab estão listadas na Tabela 4.9. Nessa tabela, n_{TCM} representa o número de elementos discretos da placa do TCM e Δt o incremento temporal.

No motor termomagnético de movimento alternado, os processos de deslocamento ocorrem de forma praticamente instantânea, com duração menor ou muito próxima ao valor de Δt utilizado na simulação. Para otimizar o tempo de processamento, o vetor de tempo não foi atualizado durante esses deslocamentos. Ao final de cada processo, a conservação da energia cinética foi aplicada para calcular o tempo total de percurso do TCM, permitindo preencher retroativamente os valores correspondentes no vetor de tempo. O cálculo do tempo de percurso total é dado pela Eq. (4.14).

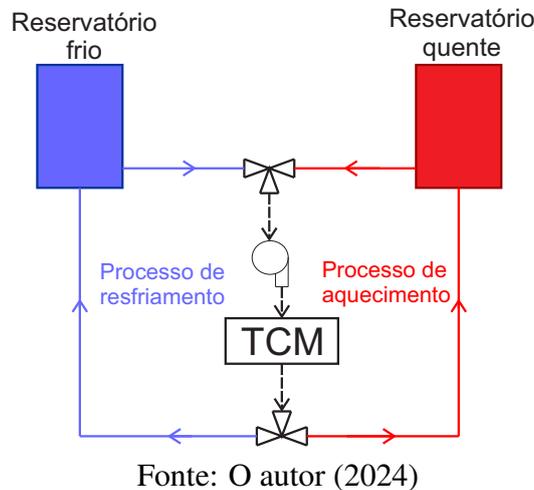
$$t_{percurso} = \frac{2(y_f - y_i)}{m} \left[\int_{y_i}^{y_f} F_r dy \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.14)$$

Onde $t_{percurso}$ é o tempo total de deslocamento entre y_i e y_f e m é a massa total de material magnetocalórico no TCM.

4.2.5 Processos de troca térmica

No processo de troca térmica, considerou-se que o fluxo de água do sistema é promovido por uma bomba, que recebe o fluido dos reservatórios térmicos e o bombeia através do TCM. A Figura 4.11 mostra um diagrama de fluxo representando a operação do sistema de bombeamento de água. Durante o processo de aquecimento, a entrada de fluido do reservatório frio é bloqueada pela válvula de três vias localizada antes da bomba, enquanto a saída para esse mesmo reservatório também é bloqueada pela válvula posicionada após a bomba, sendo o fluxo de água indicado pelas linhas vermelhas. Já no processo de resfriamento, a entrada e a saída para o reservatório quente estão bloqueadas, e o fluxo ocorre pelas linhas azuis.

Figura 4.11: Diagrama do fluxo de água através do sistema



O processo de troca térmica ocorre por meio do fluxo de água através do espaçamento entre as placas ao longo do comprimento destas. A água entra no TCM à temperatura do reservatório térmico e troca calor com a placa ao entrar em contato com sua superfície. Conforme a água avança dentro do TCM, sua capacidade de trocar calor diminui, produzindo um gradiente de temperatura no sólido na direção do escoamento. Considerou-se que a água proveniente da bomba flui igualmente através de cada canal de passagem no TCM. A Tabela 4.10 lista as propriedades do escoamento.

Tabela 4.10: Propriedades do escoamento

Vazão nominal da bomba	$13,33 \text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$
Espessura do canal (δ)	2 mm
Altura do canal	30 mm
Área da seção transversal do canal	$6,10^{-5} \text{ m}^2$
Área de contato fluido-sólido	$3,10^{-3} \text{ m}^2$
Quantidade de canais	25
Velocidade de entrada por canal	$0,1481 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

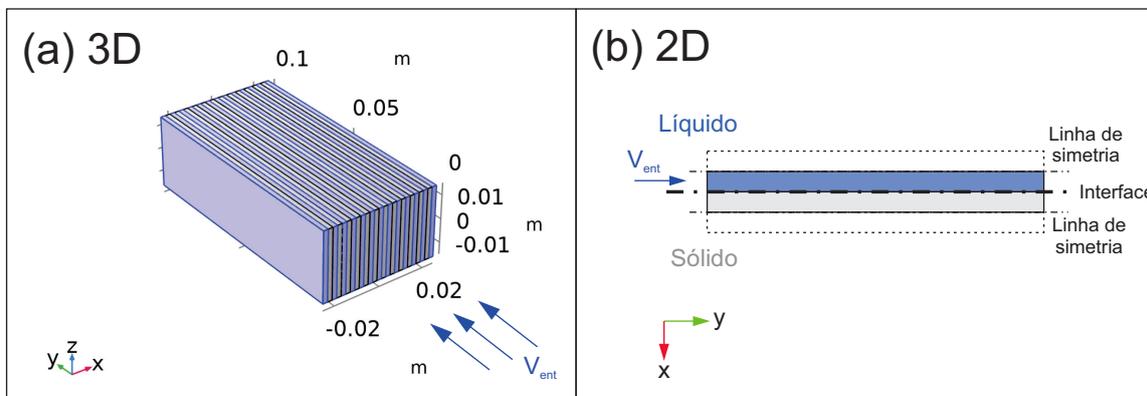
4.2.5.1 Simulações prévias e simplificações

Devido ao padrão geométrico do TCM, optou-se por realizar a análise térmica em uma região reduzida, replicando os resultados para as demais partes do sistema. Essa abordagem visou reduzir o custo de processamento e simplificar a análise. Para verificar a viabilidade dessa simplificação, foram conduzidas duas simulações no COMSOL utilizando a interface *Conjugate Heat Transfer, Laminar Flow*. Na primeira simulação, empregou-se uma geometria 3D completa do TCM, considerando os efeitos de parede. Na segunda, realizou-se uma simulação 2D simétrica, focando na região da interface sólido-fluido no plano xy , conforme ilustrado na

Figura 4.12. Na simulação 2D, assumiu-se simetria na distribuição de temperatura no sólido e no escoamento do fluido em relação às linhas de simetria, simulando-se apenas metade da área de cada domínio.

Embora o COMSOL utilize o método dos elementos finitos, enquanto o código de troca térmica no Matlab foi desenvolvido com o método dos volumes finitos, esta análise preliminar buscou avaliar a adequação da simplificação geométrica. Essa simplificação do problema pode reduzir a complexidade do modelo e o custo computacional, mantendo a repetibilidade dos resultados.

Figura 4.12: Geometrias utilizadas na simulação do processo de aquecimento das placas de material magnetocalórico. Os objetos em azul na figura 2D e em roxo na figura 3D representam os canais de água. V_{ent} representa o vetor velocidade do fluido.



Fonte: O autor (2024)

Em ambas as simulações, o gadolínio foi utilizado como material das placas. As condições de contorno e iniciais do sistema são apresentadas a seguir, em que o subscrito s denota o sólido e f , o fluido.

Modelo 3D:

Condição de contorno: $T_f(x, 0, z, t) = 302 \text{ K}$

Condição inicial (Fluido e sólido): $T(x, y, z, 0) = 282 \text{ K}$

Modelo 2D:

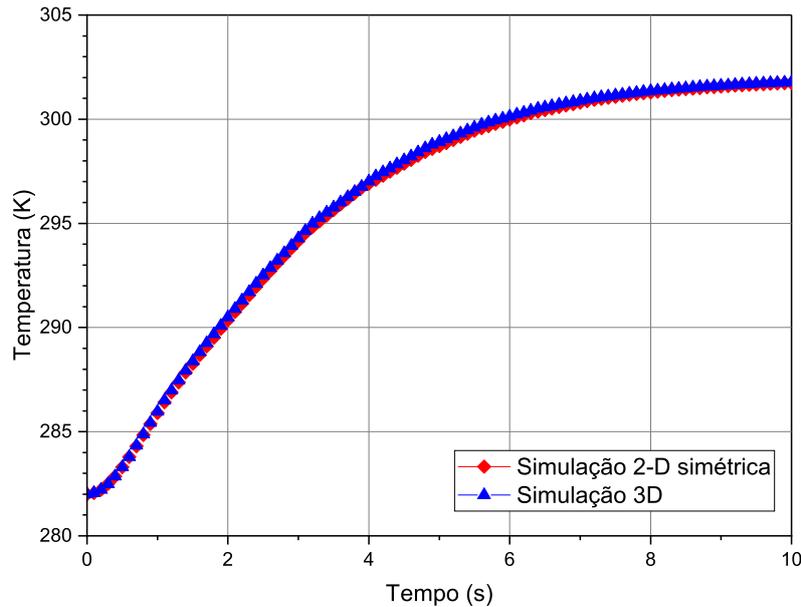
Condição de contorno: $T_f(x, 0, t) = 302 \text{ K}$

Condição inicial (Fluido e sólido): $T(x, y, 0) = 282 \text{ K}$

Para a construção da malha, foram selecionados elementos tetraédricos na geometria 3D e triangulares na geometria 2D, com tamanho máximo de $1 \times 10^{-4} \text{ m}$. Uma tolerância de 10^{-4} foi adotada como critério de parada durante o processo iterativo. A Figura 4.13 apresenta os gráficos da variação da temperatura média do domínio sólido ao longo do tempo para ambos os casos simulados. Observa-se que as duas curvas estão sobrepostas, o que é corroborado pelo erro entre as simulações. Para 4,9 s, por exemplo, que foi o tempo que apresentou a maior diferença, a temperatura média foi de 298,7825 K para o caso 3D e de 298,5694 K para o caso

2D, representando uma diferença relativa de 0,071%. Logo, adotou-se a geometria simplificada para conduzir a análise térmica do motor no Matlab, avaliando-se a região simétrica que abrange a interface sólido-líquido de uma única placa.

Figura 4.13: Temperatura média do sólido durante o processo de aquecimento para os casos 2D e 3D simulados numericamente no COMSOL



Fonte: O autor (2024)

4.2.5.2 Modelagem da troca térmica no Matlab

Para a simulação do motor no Matlab, a modelagem dos processos de troca térmica foi realizada com base no método dos volumes finitos. Para essa modelagem, foram feitas as seguintes considerações:

- Regime transiente;
- Condição de simetria no plano central do sólido e do fluido;
- Velocidade uniforme do fluido na seção de entrada;
- Não há queda de pressão ao longo do escoamento ($dp/dy = 0$);

A equação geral de conservação de energia do fluido, na forma de taxa, é apresentada na Eq. (4.15) [123].

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \phi) + \nabla \cdot (\rho \vec{V} \phi) = \nabla \cdot (\Gamma^\phi \nabla \phi) + S^\phi \quad (4.15)$$

Nessa expressão, ρ é a densidade do fluido, ϕ é a propriedade a ser avaliada no balanço de energia (neste caso, $\phi = T$), \vec{V} é o vetor de velocidade do fluido, Γ^ϕ é a propriedade de transporte térmico (ou seja, a difusividade, α , do fluido), e S^ϕ é o termo fonte. O número de Peclet (Pe), dado pela Eq. (4.16), corresponde à razão entre as taxas de advecção e difusão no meio.

$$Pe = \frac{\Delta y U}{\alpha_f} \quad (4.16)$$

Em que α_f é a difusividade do fluido e U é a velocidade do fluido, conforme apresentada na Tabela 4.10. As propriedades médias do fluido e o número de Peclet estão listados na Tabela 4.11. Para $Pe \gg 1$, tem-se um problema de advecção dominante, e, nesse caso, a difusão térmica no fluido pode ser desprezada. A queda de pressão ao longo do escoamento também foi desprezada como forma de simplificação. Assim, o fluxo na direção y é considerado parabólico, e a marcha no tempo ocorre no sentido do fluxo [123].

O termo fonte S^ϕ representa o acoplamento entre os meios sólido e fluido, correspondendo à convecção com o sólido. Portanto:

$$S^\phi = hA (T_s - T_f) \quad (4.17)$$

em que h é o coeficiente convectivo do fluido e A é a área de contato entre o sólido e o fluido. Substituindo a Eq. (4.17) na Eq. (4.15), reorganizando alguns termos e simplificando para o caso unidimensional, obtém-se a equação diferencial de governo do fluido, que serve de base para o modelo de troca térmica:

$$\rho_f c_{p,f} V_f \frac{\partial T_f}{\partial t} + \rho_f c_{p,f} V_f U \frac{\partial T_f}{\partial y} = hA (T_s - T_f) \quad (4.18)$$

em que V_f é o volume do elemento discreto.

Tabela 4.11: Propriedades da água

Densidade	997 kg.m ⁻³
Calor específico	4179 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Condutividade térmica	0,613 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Viscosidade dinâmica	855.10 ⁻⁶ kg.m ⁻¹ .s ⁻¹
Número de Prandtl	5,83
Número de Peclet	1,007.10 ³

Fonte: [124].

A equação geral de conservação de energia no sólido é apresentada na Eq. (4.19) [123].

$$V \frac{\partial}{\partial t} (\rho c_p T) = \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + S^T \quad (4.19)$$

De forma análoga à equação de conservação de energia do fluido, o termo fonte S^T representa a convecção entre o sólido e o fluido, conforme definido na Eq. (4.20).

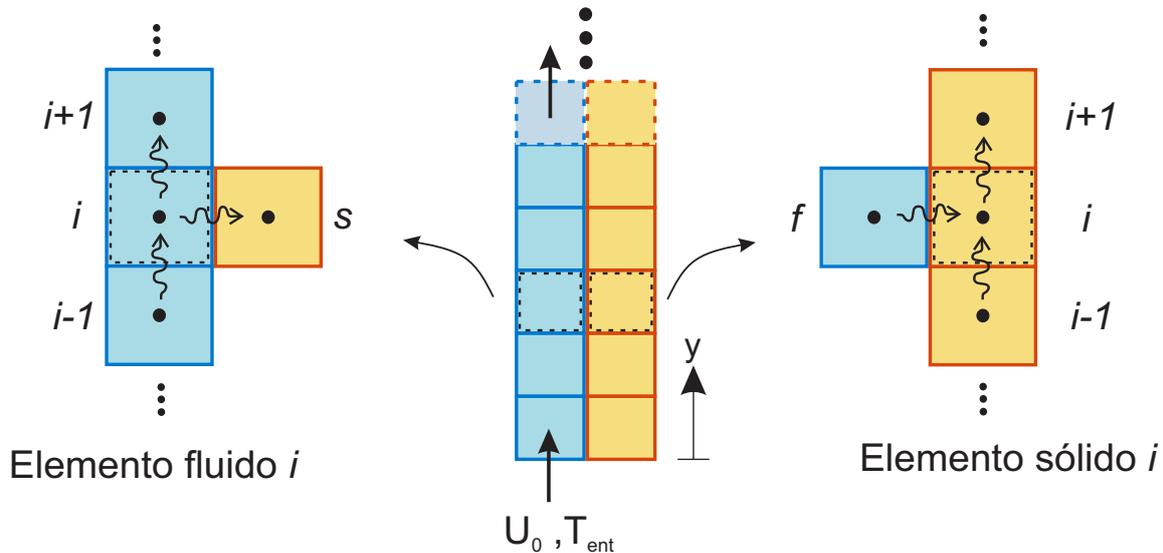
$$S^T = hA (T_f - T_s) \quad (4.20)$$

Assumindo propriedades constantes para o sólido e substituindo a Eq. (4.20) na Eq. (4.19), obtém-se a equação diferencial de conservação de energia do sólido usada como base no modelo de troca térmica, apresentada na Eq. (4.21).

$$\rho_s c_{p,s} V_s \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + hA (T_f - T_s) \quad (4.21)$$

A troca térmica entre sólido e fluido é ilustrada na Figura 4.14. Durante o processo de aquecimento, o volume finito do fluido recebe energia do elemento anterior ($i - 1$) por advecção e transmite parte dessa energia ao elemento posterior ($i + 1$), também por advecção. Outra fração dessa energia é transferida ao sólido via convecção, enquanto o restante é absorvido pelo próprio volume de controle em análise. O volume de controle do sólido, por sua vez, troca calor com os volumes adjacentes por condução, absorvendo a energia restante proveniente do fluido. No processo de resfriamento, a convecção ocorre no sentido oposto, com o sólido cedendo calor ao fluido em escoamento.

Figura 4.14: Esquema representativo dos volumes de controle do fluido e do sólido



Fonte: O autor (2024).

O método de diferenças finitas foi empregado para aproximar os termos derivados nas Eq's. (4.18) e (4.21) por meio de fórmulas discretas.

O termo de derivada temporal $\partial T / \partial t$ foi aproximado como uma diferença progressiva no tempo, conforme a Eq. (4.22), em que o índice sobrescrito p representa o instante em que a variável é avaliada, e o subscrito i , a posição do volume finito. O sobrescrito p refere-se ao

instante anterior, cujo valor é conhecido, enquanto $p + 1$ indica o instante atual, cujo valor será calculado.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{p+1} - T_i^p}{\Delta t} \quad (4.22)$$

O termo de derivada espacial de segunda ordem foi aproximado por uma diferença finita centrada no espaço, dada pela Eq. (4.23). Para o instante de avaliação de cada volume de controle, utilizou-se a formulação totalmente implícita, na qual todos os termos são calculados no instante $p + 1$. Isso acopla a equação de cada volume com as dos volumes vizinhos no mesmo nível de tempo, e a solução é obtida simultaneamente para todos os volumes de controle. A vantagem dessa abordagem é que a convergência da solução não depende do valor de Δt .

$$\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \frac{T_{i+1}^{p+1} + T_{i-1}^{p+1} - 2T_i^{p+1}}{(\Delta y)^2} \quad (4.23)$$

A derivada do termo de advecção na Eq. (4.20) foi aproximada utilizando o esquema *upwind*, que assume que a variável na fronteira do volume de controle é igual ao valor no centro do volume de controle a montante. Quando $U > 0$, aplica-se o esquema regressivo no espaço, dado pela Eq. (4.24). Essa aproximação também emprega a formulação implícita.

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{T_i^{p+1} - T_{i-1}^{p+1}}{\Delta y} \quad (4.24)$$

No termo de convecção entre sólido e fluido, dado nas Eq's. (4.17) e (4.20), o volume de controle foi avaliado no instante $p + 1$ para o meio de interesse. Por exemplo, ao avaliar o volume de controle do fluido, considerou-se a temperatura do fluido no instante atual ($T_{f,i}^{p+1}$) e a temperatura do sólido no instante anterior ($T_{s,i}^p$). Essa aproximação foi adotada para garantir a solução do sistema, uma vez que os volumes do fluido e do sólido são avaliados em sequência e, ao calcular a temperatura do fluido no instante atual, ainda não se tem a temperatura do sólido para o mesmo instante.

A partir das Eq's. (4.18) e (4.21) e das aproximações dadas pelas Eq's. (4.22), (4.23) e (4.24), obtiveram-se as equações discretizadas para os volumes de controle do fluido e do sólido, dadas pelas Eq. (4.25) e (4.26).

Equação do fluido:

$$-\frac{U_0 \Delta t}{\Delta y} T_{f,i-1}^{p+1} + \left[1 + \frac{h \Delta t}{\rho_f c_{p,f} \delta} + \frac{U_0 \Delta t}{\Delta y} \right] T_{f,i}^{p+1} = T_{f,i}^p + \frac{h \Delta t}{\rho_f c_{p,f} \delta} T_{s,i}^p \quad (4.25)$$

Equação do sólido:

$$-Fo T_{s,i-1}^{p+1} + \left[1 + 2Fo + \frac{h \Delta t}{\rho_s c_{p,s} \delta} \right] T_{s,i}^{p+1} - Fo T_{s,i+1}^{p+1} = T_{s,i}^p + \frac{h \Delta t}{\rho_s c_{p,s} \xi} T_f^p \quad (4.26)$$

Em que δ é a espessura do canal, ξ é a espessura da placa e Fo é o número adimensional de Fourier, dado pela Eq. (4.27).

$$Fo = \frac{\alpha_s \Delta t}{(\Delta y)^2} \quad (4.27)$$

Todas as temperaturas no instante atual estão do lado esquerdo da igualdade nas Eq's. (4.25) e (4.26), enquanto todas as temperaturas no instante anterior e, portanto, já conhecidas, estão do lado direito. Em relação à equação do fluido, os coeficientes da temperatura do volume de controle avaliado $i - 1$ e i são dados pelas Eq's. (4.28) e (4.29), respectivamente. Para o caso de $i = 1$, tem-se a condição de contorno de temperatura de entrada do fluido na fronteira do volume de controle (T_{ent}). Logo, para esse caso, o termo $i - 1$ foi avaliado como um volume fictício de temperatura conhecida.

$$a_{f,i-1} = \frac{-U_0 \Delta t}{\Delta y}, \quad i > 1 \quad (4.28)$$

$$a_{f,i} = 1 + \frac{h \Delta t}{\rho_f c_{p,f} \delta} + \frac{U_0 \Delta t}{\Delta y} \quad (4.29)$$

O termo conhecido para um dado volume de controle i do fluido é dado pela Eq. (4.30). Para o caso $i = 1$, é incluído o termo da temperatura de entrada, dado na Eq. (4.31).

$$b_{f,i} = T_{f,i}^p + \frac{h \Delta t}{\rho_f c_{p,f} \delta} T_{s,i}^p, \quad i > 1 \quad (4.30)$$

$$b_{f,i} = T_{f,i}^p + \frac{h \Delta t}{\rho_f c_{p,f} \delta} T_{s,i}^p + \frac{U_0 \Delta t}{\Delta y} T_{ent}, \quad i = 1 \quad (4.31)$$

Para o sólido, os coeficientes das temperaturas dos volumes de controle são dados pelas Eq's. (4.32), (4.33) e (4.34).

$$a_{s,i-1} = -Fo \quad (4.32)$$

$$a_{s,i} = 1 + 2Fo + \frac{h \Delta t}{\rho_s c_{p,s} \delta} \quad (4.33)$$

$$a_{s,i+1} = -Fo \quad (4.34)$$

Para os casos $i = 1$ e $i = n_{TCM}$ do sólido, temos:

$$a_{s,i} = 1 + Fo + \frac{h \Delta t}{\rho_s c_{p,s} \delta} \quad (4.35)$$

Para o volume de controle i , o termo conhecido do sólido é dado pela Eq. (4.36).

$$b_{s,i} = T_{s,i}^p + \frac{h \Delta t}{\rho_s c_{p,s} \delta} T_f^p \quad (4.36)$$

As Eq's. (4.25) e (4.26) podem ser escritas em um sistema, conforme a Eq. (4.37), em que a matriz A é a matriz dos coeficientes, T é a matriz das temperaturas a serem determinadas e

B é a matriz dos termos conhecidos. Como exemplo, o sistema de equações construído a partir da Eq. (4.26) do sólido é dado pela Eq. (4.38).

$$A.T = B \quad (4.37)$$

$$\begin{bmatrix} a_{s,1} & a_{s,2} & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_{s,1} & a_{s,2} & a_{s,3} & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_{s,2} & a_{s,3} & a_{s,4} & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{s,3} & a_{s,4} & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & a_{s,n-3} & a_{s,n-2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & a_{s,n-3} & a_{s,n-2} & a_{s,n-1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & a_{s,n-2} & a_{s,n-1} & a_{s,n} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & a_{s,n-1} & a_{s,n} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} T_{s,1} \\ T_{s,2} \\ T_{s,3} \\ T_{s,4} \\ \vdots \\ T_{s,n-3} \\ T_{s,n-2} \\ T_{s,n-1} \\ T_{s,n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ b_4 \\ \vdots \\ b_{n-3} \\ b_{n-2} \\ b_{n-1} \\ b_n \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

Os sistemas do fluido e do sólido foram resolvidos no Matlab para cada incremento de tempo Δt durante os processos de troca térmica do motor.

4.2.6 Potência do motor

Após a simulação dos processos do motor no Matlab, calculou-se a potência líquida média em cada ciclo do motor. O procedimento para esse cálculo consistiu, primeiramente, no cálculo do trabalho desenvolvido em cada ciclo, por meio da integração numérica trapezoidal da força resultante em relação ao percurso do TCM (Eq. (4.39)), durante os processos de deslocamento (Processos 1-2 e 3-4 da Figura 4.7).

$$W = \int F_r dy \cong \frac{\Delta y}{2} \left[F_r(y_0) + 2 \sum_{i=1}^{n-1} F_r(y_i) + F_r(y_n) \right] \quad (4.39)$$

Em que $F_r(y_0)$ e $F_r(y_n)$ são a força resultante na posição inicial e final do percurso, respectivamente. O trabalho líquido por ciclo é a diferença entre o trabalho dos processos 1-2 e 3-4, dado pela Eq. (4.40).

$$W_{liq} = W_{1-2} - W_{3-4} \quad (4.40)$$

Com o trabalho líquido e o tempo de cada ciclo (Δt_{ciclo}), dado pela soma dos tempos para execução dos quatro processos do motor, a potência líquida média foi calculada através da Eq. (4.41).

$$\dot{W}_{liq} = \frac{W_{liq}}{\Delta t_{ciclo}} \quad (4.41)$$

4.2.7 Estrutura do código e variação dos parâmetros

A Figura 4.15 exibe um fluxograma simplificado da estrutura do código do funcionamento do motor desenvolvido no Matlab. Nesta figura, RACM e RBCM representam as regiões de alto e baixo campo magnético, respectivamente.

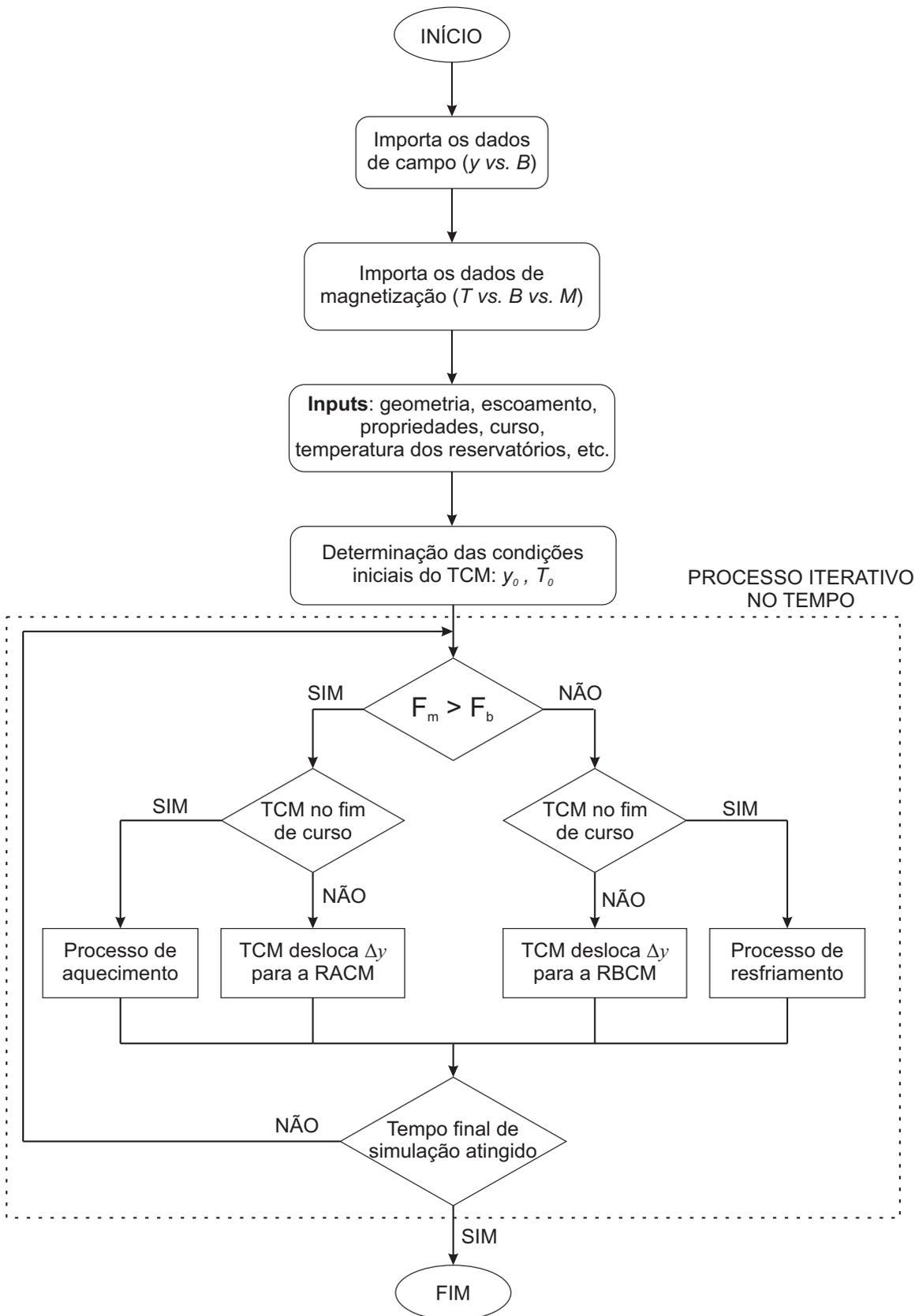
Ao finalizar o código do motor, alguns estudos foram realizados a fim de verificar a influência de alguns parâmetros sobre a potência do motor para ambos os materiais empregados no TCM (Gd e $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$). Esses parâmetros são elencados a seguir.

- **Diferença de temperatura constante entre reservatórios térmicos (ΔT_{const}):** neste estudo, a temperatura dos reservatórios térmicos foi variada, mantendo-se uma diferença constante de 20 K entre os reservatórios. Por exemplo, se $T_f = 280$ K, então $T_q = 300$ K. Para cada caso, a força de restituição foi determinada como uma força média das forças magnéticas na posição de baixo campo magnético na temperatura do reservatório frio e na posição de alto campo magnético na temperatura do reservatório quente, conforme a Eq. (4.42).

$$F_b = \frac{F_m(y_i, T_f) + F_m(y_f, T_q)}{2} \quad (4.42)$$

- **Diferença de temperatura variável entre reservatórios térmicos (ΔT_{var}):** ao se verificar um ponto ótimo das temperaturas T_q e T_f para uma diferença constante, *i.e.*, ponto de maior potência, variou-se a diferença de temperatura a partir da temperatura média entre os reservatórios. Do mesmo modo que no item anterior, a força de restituição foi calculada conforme a Eq. (4.42).
- **Variação da força de restituição (F_b):** para uma diferença de temperatura fixa de 20 K entre os reservatórios térmicos, variou-se F_b para verificar sua influência sobre a potência do motor. Esse procedimento foi realizado verificando-se os limites possíveis de F_b nos quais o motor fosse capaz de executar um ciclo completo. A fim de verificar a influência da T_C do material, selecionaram-se três faixas de temperaturas para esse estudo: uma região deslocada para a esquerda de T_C , uma região centrada em T_C e uma região deslocada para a direita de T_C .

Figura 4.15: Fluxograma representativo da estrutura do código do motor em Matlab



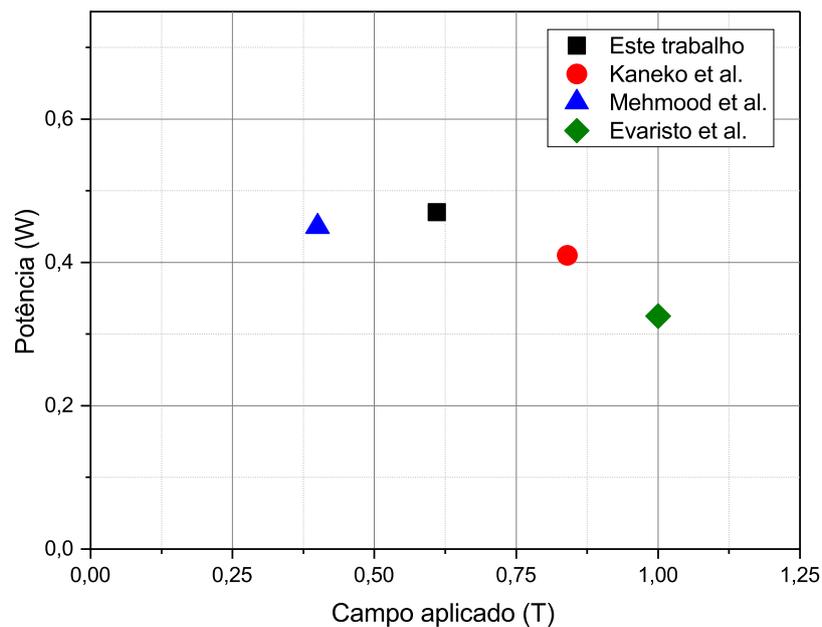
Fonte: O autor (2024)

4.2.8 Validação e comparação qualitativa

Os resultados preliminares de potência do motor foram comparados com dados disponíveis na literatura referentes a motores termomagnéticos. Para essa comparação, utilizou-se como referência a potência de 0,47 W, obtida por um motor operando com uma diferença de temperatura de 20 K entre reservatórios térmicos e utilizando o Gd como material magnetocalórico. O gadolínio é amplamente empregado como referência em dispositivos termomagnéticos devido às suas propriedades magnetocalóricas favoráveis.

A Figura 4.16 apresenta a relação entre a potência desenvolvida pelo motor e o campo magnético aplicado, comparando os resultados obtidos neste trabalho com outros estudos que também utilizaram o Gd como material magnetocalórico [37, 39–41]. Embora a potência desenvolvida dependa de múltiplos fatores, como a geometria do dispositivo, a construção do motor e a faixa de variação de temperatura, o campo magnético foi adotado como parâmetro independente para fins de comparação.

Figura 4.16: Potência em função do campo aplicado para motores termomagnéticos reportados na literatura



Fonte: O autor (2024)

Observa-se que, dentro dos limites de comparação possíveis, a potência desenvolvida pelo motor modelado neste estudo está na mesma ordem de grandeza das potências relatadas em dispositivos similares encontrados na literatura, mesmo considerando as diferenças nos valores de campo magnético aplicados.

Dessa forma, ao realizar uma análise qualitativa baseada na escala de magnitude dos valores de potência, conclui-se que os parâmetros de desempenho obtidos no modelo desenvolvido são satisfatórios e compatíveis com os dados disponíveis na literatura.

4.3 Sistema PV/T

Neste tópico, é apresentada a metodologia empregada para modelar o estudo do sistema PV/T, sendo dividida em duas partes. A primeira parte aborda os procedimentos para a obtenção do modelo de irradiância solar utilizado como fonte primária de energia para o coletor. Na segunda parte, é abordado o sistema PV/T propriamente dito, ao qual é aplicado o balanço de energia nas camadas que compõem o coletor. Com isso, torna-se possível determinar a potência elétrica gerada, a potência térmica absorvida pela água que circula no coletor localizado na parte traseira do módulo, além da distribuição de temperatura nas camadas do módulo PV/T. A distribuição de temperatura é obtida por meio do método das diferenças finitas desenvolvido no software Matlab.

4.3.1 Modelo de radiação

O estudo no Matlab teve início com o desenvolvimento do modelo de radiação, que permitiu determinar a irradiância incidente na superfície do sistema PV/T. Esse cálculo foi realizado para qualquer inclinação e/ou orientação do sistema, utilizando o modelo de radiação isotrópica de Liu e Jordan [125].

A cidade de Maringá-PR foi adotada como local hipotético de instalação do sistema PV/T, e seus dados de temperatura, velocidade do vento e radiação solar incidente foram obtidos através da base de dados do Instituto Nacional de Meteorologia (INMET) para o período de 2017 a 2022, com exceção de 2020, por ser um ano bissexto [126]. O INMET disponibiliza valores horários de radiação total incidente para cada dia do ano (H_h), em $\text{kJ} \times \text{m}^{-2}$. O valor da irradiação diária total (H_d) foi obtido somando-se os valores de H_h do dia.

Esse procedimento foi repetido para cada dia do ano e calculou-se uma média diária para cada mês. Por fim, obteve-se uma média diária mensal para todos os anos avaliados. A partir desses resultados, observou-se que o mês de novembro apresentou a maior radiação incidente média, e os dados desse mês foram utilizados no modelo de radiação. Cada mês do ano apresenta um dia médio, no qual a incidência total desse dia é a mais próxima da incidência média do mês. Logo, adotou-se o dia médio de novembro para os cálculos de incidência.

O INMET disponibiliza dados de radiação incidente total, e o modelo de radiação para uma superfície inclinada, que é o caso do painel PV/T, envolve as componentes da radiação difusa e direta. O cálculo dessas parcelas da irradiação total depende da determinação prévia de outros parâmetros, conforme é descrito a seguir.

A equação do tempo é a soma das diferenças entre a hora solar aparente e a hora civil, sendo o resultado dos efeitos da obliquidade do eixo da Terra e da elipticidade de sua órbita. É calculada através da Eq. (4.43), obtendo-se o tempo em minutos.

$$ET = 9,87 \text{ sen}(2B) - 7,53 \text{ cos}(B) - 1,5 \text{ sen}(B) \quad (4.43)$$

Em que B é o argumento da ET , dado por:

$$B = (N - 81) \frac{360}{364} \quad (4.44)$$

Em que N é o dia do ano, contando a partir de 1^o de janeiro.

O tempo solar aparente (TSA) é baseado no movimento aparente do Sol em relação à Terra. Um dia solar é o intervalo entre duas passagens meridianas sucessivas do Sol e geralmente não coincide com o horário padrão local. A equação geral para o cálculo do TSA é dada pela Eq. (4.45).

$$TSA = HPL + ET \pm 4(LP - LO) - HV \quad (4.45)$$

Em que HPL é o horário padrão local, LP é a longitude padrão, LO é a longitude local e HV é o horário de verão. Essas coordenadas geográficas para a cidade de Maringá-PR estão listadas na Tabela 4.12. Como a cidade está a oeste de Greenwich, o sinal é de soma na Eq. (4.45).

Tabela 4.12: Coordenadas geográficas da cidade de Maringá-PR

Latitude (LA)	-23,4273 °
Longitude (LO)	51,9375 °
Longitude padrão (LP)	50 °
Fonte: [127]	

A declinação solar para o dia N do ano foi obtida em graus através da Eq. (4.46).

$$\delta = 23,45 \operatorname{sen} \left(360 \frac{284 + N}{365,24} \right) \quad (4.46)$$

O ângulo horário ω , por sua vez, é dado pela Eq. (4.47).

$$\omega = 15(TSA - 12) \quad (4.47)$$

O ângulo de altitude solar pode ser calculado através da Eq. (4.48).

$$\operatorname{sen}(\alpha) = \operatorname{sen}(LA) \operatorname{sen}(\delta) + \cos(LA) \cos(\delta) \cos(\omega) \quad (4.48)$$

Sabe-se que o sol nasce e se põe quando $\alpha = 0$. Desse modo, o ângulo horário ao pôr do sol (ω_{ss}) pode ser determinado resolvendo a Eq. (4.48) para ω , obtendo-se:

$$\cos(\omega_{ss}) = -\tan(LA) \tan(\delta) \quad (4.49)$$

A partir desses dados, pode-se calcular o total de radiação solar incidente sobre uma superfície horizontal extraterrestre (H_o), dada pela Eq. (4.50).

$$H_o = \frac{24 \times 3600 G_{sc}}{\pi} \left[1 + 0.033 \cos \left(\frac{360N}{365} \right) \right] \times \left[\cos(LA) \cos(\delta) \operatorname{sen}(\omega_{ss}) + \left(\frac{\pi \omega_{ss}}{180} \right) \operatorname{sen}(LA) \operatorname{sen}(\delta) \right] \quad (4.50)$$

Em que G_{sc} é a constante solar, de valor $1366,1 \text{ W} \times \text{m}^{-2}$.

Juntamente com a média diária mensal (\bar{H}) dos dados coletados anteriormente, calculou-se o índice de claridade diária média mensal, \bar{K}_T , que representa as condições do céu de Maringá, dado por:

$$\bar{K}_T = \frac{\bar{H}}{H_o} \quad (4.51)$$

A partir desses parâmetros, pôde-se estimar a fração de radiação difusa diária (H_d) sobre uma superfície horizontal. Segundo o modelo proposto por Colares-Pereira & Rabl [128], essa fração é dada pela Eq. (4.52).

$$\frac{\bar{H}_d}{\bar{H}} = 0,775 + 0,00653(\omega_{ss} - 90) - [0,505 + 0,00455(\omega_{ss} - 90) \cos(115\bar{K}_T - 103)] \quad (4.52)$$

Na Eq. (4.52), o valor de (H_d) é dado nas mesmas unidades de \bar{H} , em MJ/m²-dia.

A razão entre a radiação difusa horária e a radiação difusa diária, em função do tempo e da duração do dia, é dada pela Eq. (4.53).

$$r_d = \frac{\pi}{24} \frac{\cos \omega - \cos \omega_{ss}}{\sin \omega_{ss} - \frac{\pi \omega_{ss}}{180} \cos \omega_{ss}} \quad (4.53)$$

Já a fração horária da radiação hemisférica total do dia é dada pela Eq. (4.54), avaliada para o mesmo ângulo ω que r_d .

$$r_h = (a + b \cos \omega) r_d \quad (4.54)$$

Em que os parâmetros a e b são obtidos através das Eq's. (4.55) e (4.56), respectivamente.

$$a = 0,4090 + 0,5016 \sin(\omega_{ss} - 60) \quad (4.55)$$

$$b = 0,6609 + 0,4767 \sin(\omega_{ss} - 60) \quad (4.56)$$

$$G_h = r_h \bar{H} \quad (4.57)$$

A radiação direta horária sobre uma superfície horizontal pode ser calculada como a subtração da radiação hemisférica total horária e da radiação difusa horária, conforme Eq. (4.58).

$$G_b = G_h - G_d \quad (4.58)$$

Os ângulos de incidência solar e de azimute da superfície do sistema PV/T, dados pelas Eq's. (4.59) e (4.60), respectivamente, foram calculados para cada hora do dia, de acordo com o ângulo ω do respectivo horário.

$$\begin{aligned} \theta = & \arccos [\sin(\delta) \sin(LA) \cos(\beta) - \sin(\delta) \cos(LA) \sin(\beta) \cos(\gamma) \\ & + \cos(\delta) \cos(LA) \cos(\omega) \cos(\beta) + \cos(\delta) \sin(LA) \sin(\beta) \cos(\omega) \cos(\gamma) \\ & + \cos(\delta) \sin(\gamma) \sin(\beta) \sin(\omega)] \end{aligned} \quad (4.59)$$

$$\theta_z = \arccos [\cos(LA) \cos(\delta) \cos(\omega) + \sin(LA) \sin(\delta)] \quad (4.60)$$

Em que o ângulo β é o ângulo de inclinação do módulo PV/T em relação à horizontal. Considerou-se essa inclinação igual ao ângulo de latitude local ($\beta = LA$).

O fator de inclinação de radiação direta R_b é a razão entre os ângulos de incidência e de azimute, dada pela Eq. (4.61).

$$R_b = \frac{\theta}{\theta_z} \quad (4.61)$$

Com isso, a radiação solar sobre o módulo PV/T, segundo o modelo de céu isotrópico de Liu & Jordan [125], é estimada pela Eq. (4.62).

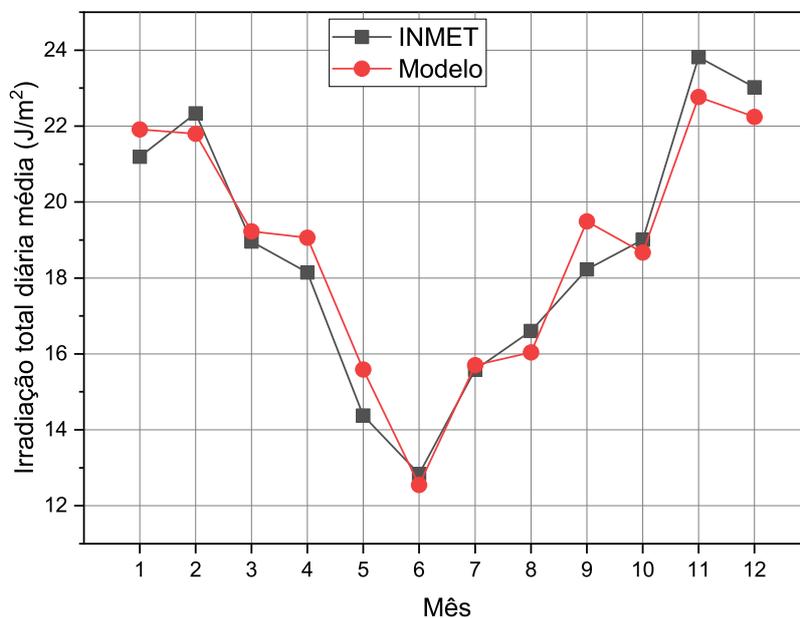
$$G = R_b G_b + G_d \left(\frac{1 + \cos(\beta)}{2} \right) + \rho_g G_h \left(\frac{1 - \cos(\beta)}{2} \right) \quad (4.62)$$

Em que ρ_g é a refletividade da superfície local, sendo comum o valor de 0,2 para terrenos sem neve e 0,7 para terrenos cobertos de neve. Neste trabalho, utilizou-se o valor de 0,2.

4.3.1.1 Validação do modelo

Para validação do modelo, foi realizada a integração numérica dos valores de irradiância de cada dia típico em relação ao tempo, de modo a obter a irradiância total, em J/m^2 -dia. Esses valores foram comparados com os valores de irradiação diária total média para os dias típicos de cada mês, a partir dos dados do INMET, e são mostrados na Figura 4.17. Da figura, observa-se uma semelhança entre o comportamento dos dados do INMET e dos valores calculados a partir do modelo teórico com relação à distribuição da irradiação média para os dias típicos de cada mês ao longo do ano. Analisando a partir de janeiro, a média da radiação diária total é elevada nos meses iniciais do ano, decai até atingir um valor mínimo em junho e volta a aumentar mês a mês até novembro, quando atinge o valor máximo. O maior erro relativo entre o modelo e os dados do INMET foi de 4,405% para o mês de novembro, e o menor foi de 0,789% para o mês de julho. Considerando o mês de novembro, o erro representa um valor de aproximadamente 1 MJ/m^2 -dia sobre o valor da radiação total. Distribuído ao longo do dia, esse valor resultaria em uma irradiância média de aproximadamente 23,148 W/m^2 , o que influencia pouco a irradiância horária total.

Figura 4.17: Radiação diária média mensal obtida através do modelo de radiação solar e do banco de dados do INMET



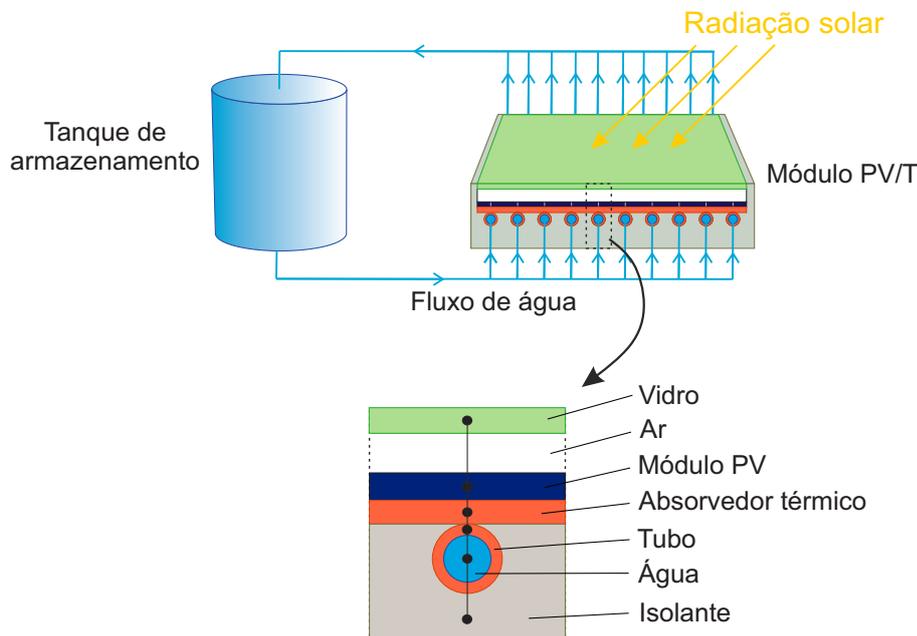
Fonte: O autor (2024)

Avaliando os dados da Figura 4.17, observa-se que novembro apresenta a maior radiação total média diária tanto nos dados do INMET quanto no modelo teórico. Logo, o dia típico desse mês foi escolhido na simulação do sistema PV/T.

4.3.2 Análise térmica do sistema PV/T

O sistema PV/T empregado na modelagem é representado por meio da Figura 4.18. A radiação incidente sobre o módulo PV é absorvida e transferida através das camadas internas até o fluido de arrefecimento que passa pelos tubos. Esse fluido provém de um tanque de armazenamento térmico e recircula pelo sistema durante o dia. No período noturno, o fluido aquecido fica armazenado no tanque, apresentando potencial para uso.

Figura 4.18: Esquema representativo e simplificação da análise térmica do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

Para a modelagem da troca térmica do sistema, utilizou-se a análise 1D, proposta por Bhattarai et al. [129], em que a temperatura média de cada módulo é definida por um nó, conforme ilustrado na Figura 4.18. A temperatura de cada nó foi determinada através do balanço de energia, em que o método das diferenças finitas utilizando o esquema explícito foi empregado. As considerações feitas na análise são descritas a seguir.

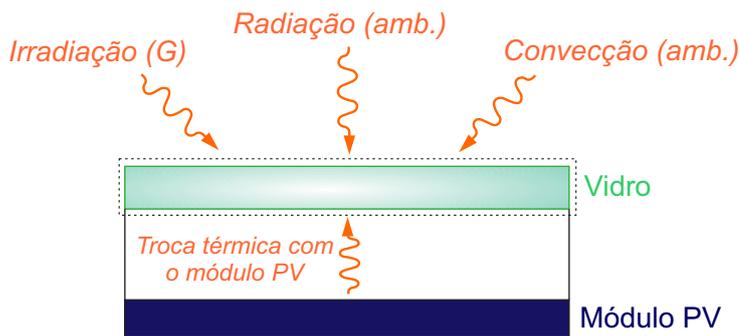
- Regime transiente;
- Transferência de calor unidimensional;
- Velocidade do fluido uniforme nos tubos;
- Queda de pressão desprezível ao longo da tubulação;
- Perda de calor desprezível da tubulação para o ambiente;
- Fluido totalmente misturado no tanque.

4.3.2.1 Primeira Camada: Vidro

A primeira camada do sistema PV/T corresponde ao vidro de proteção, sendo a primeira camada a receber a radiação solar. De acordo com o balanço de energia, a radiação incidente sobre essa camada pode ser parcialmente absorvida pelo vidro, transmitida para as células fotovoltaicas (segunda camada), ou refletida de volta para o ambiente. O vidro também pode receber radiação refletida e emitida pelas células fotovoltaicas, além de calor transferido por

convecção, uma vez que existe um espaço preenchido com ar entre o vidro e o módulo PV. Por fim, o vidro pode perder calor para o ambiente externo por convecção. Esses fluxos de calor são esquematizados na Figura 4.19, e a equação do balanço de energia para essa camada é dada pela Eq. (4.63). Por convenção de sinais, para todas as camadas do sistema considerou-se os fluxos de calor entrando no volume de controle.

Figura 4.19: Troca térmica na primeira camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

$$m_v c_{p,v} \frac{dT_v}{dt} = \alpha_v G + h_{amb} A_{v-amb} (T_{amb} - T_v) + h_{v-pv} A_{v-pv} (T_{pv} - T_v) + h_{rad,v-amb} A_{v-amb} (T_{amb} - T_v) \quad (4.63)$$

Em que m_v e $c_{p,v}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico do vidro. T_v , T_{pv} e T_{amb} são, respectivamente, a temperatura do vidro, do módulo PV e do ambiente. Os termos h_{amb} , h_{v-pv} e $h_{rad,v-amb}$ são, respectivamente, o coeficiente de troca térmica por convecção do vidro com o ambiente, o coeficiente de troca térmica global entre o vidro e o módulo fotovoltaico, e o coeficiente de troca térmica por radiação entre o vidro e o ambiente. G é a irradiância calculada através da Eq. (4.62) e α_v é a absorvância do vidro.

Para determinar a absorvância do vidro, primeiramente calculou-se o ângulo de refração do vidro (θ_2), dado pela Eq. (4.64).

$$\theta_2 = \arcsen(\sen(\theta_1) n_v) \quad (4.64)$$

Em que θ_1 é o ângulo de incidência solar e n_v é o índice de refração do vidro.

A transmitância do vidro (τ_a), em que o subscrito a indica que apenas a perda por absorção é considerada, é dada pela Eq. (4.65).

$$\tau_a = \exp\left[-\frac{K_v \delta_v}{\cos(\theta_2)}\right] \quad (4.65)$$

Em que K_v é o coeficiente de extinção do vidro, sendo adotado o valor de 32 m^{-1} , e δ_v é a espessura do vidro, em metros.

A absorvância do vidro pode, então, ser calculada pela Eq. (4.66).

$$\alpha_v = 1 - \tau_a \quad (4.66)$$

O termo h_{amb} é calculado através da Eq. (4.67), dada em W/(m²-K).

$$h_{amb} = 3V_{vento} + 2,8 \quad (4.67)$$

Em que V_{vento} é a velocidade do vento. Neste trabalho, adotou-se uma velocidade média de 2,24 m/s, calculada a partir dos dados meteorológicos do INMET [126].

O termo h_{v-pv} é o coeficiente de troca térmica entre o vidro e o módulo fotovoltaico (PV). Este coeficiente corresponde à soma do coeficiente de convecção natural, devido ao ar contido na cavidade, e do coeficiente de troca térmica por radiação entre as superfícies do módulo fotovoltaico e do vidro.

No procedimento para o cálculo do coeficiente de convecção natural, inicialmente calculou-se o número de Rayleigh, dado pela Eq. (4.68).

$$Ra = \frac{g\gamma_{gap}(T_v - T_{pv})\delta_{gap}^3}{\alpha_{gap}v_{gap}} \quad (4.68)$$

Em que g é a aceleração da gravidade, γ_{gap} é o coeficiente de expansão volumétrica do ar contido na cavidade, dado pela Eq. (4.69), δ_{gap} é a espessura da cavidade, em metros, e α_{gap} e v_{gap} são, respectivamente, a difusividade térmica e a viscosidade cinemática do ar.

$$\gamma_{gap} = \frac{2}{T_v + T_{pv}} \quad (4.69)$$

A partir de Ra , calcula-se o número de Nusselt por meio da Eq. (4.70).

$$Nu = 1 + 1.44 \left[1 - \frac{1708}{Ra \cos(\beta)} \right]^* \left[1 - \frac{1708 [\sin(1.8\beta)]^{1.6}}{Ra \cos(\beta)} \right] + \left[\left(\frac{Ra \cos(\beta)}{5830} \right)^{1/3} - 1 \right]^* \quad 0 < Ra \leq 10^5 \quad (4.70)$$

Em que os termos marcados com * são iguais a zero caso apresentem valor negativo.

O coeficiente de convecção natural, então, pode ser calculado através da Eq. (4.71).

$$h_{conv,v-pv} = \frac{Nuk_{gap}}{\delta_{gap}} \quad (4.71)$$

Em que k_{gap} é a condutividade térmica do ar, em W/(m-K).

O coeficiente de troca térmica por radiação entre o vidro e o módulo PV é dado pela Eq. (4.72).

$$h_{rad,v-pv} = \frac{\sigma(T_v^2 + T_{pv}^2)}{\frac{1}{\varepsilon_v} + \frac{1}{\varepsilon_{pv}} - 1} \quad (4.72)$$

Em que σ é a constante de Stefan-Boltzmann, ε_v e ε_{pv} são a emissividade do vidro e do módulo PV, respectivamente.

Com isso, o coeficiente de troca térmica entre vidro e módulo PV é dado pela Eq. (4.73).

$$h_{v-pv} = h_{conv,v-pv} + h_{rad,v-pv} \quad (4.73)$$

O coeficiente de troca térmica por radiação ($h_{rad,v-amb}$) entre o vidro e o ambiente é dado pela Eq. (4.74).

$$h_{rad,v-amb} = \varepsilon_v \sigma (T_v^2 + T_{amb}^2) (T_v + T_{amb}) \quad (4.74)$$

As áreas A_{v-amb} , A_{v-pv} são as áreas entre vidro e ambiente e entre vidro e módulo PV, respectivamente, sendo a mesma área nesse caso (A), dada por:

$$A_{v-amb} = A_{v-pv} = A = WL \quad (4.75)$$

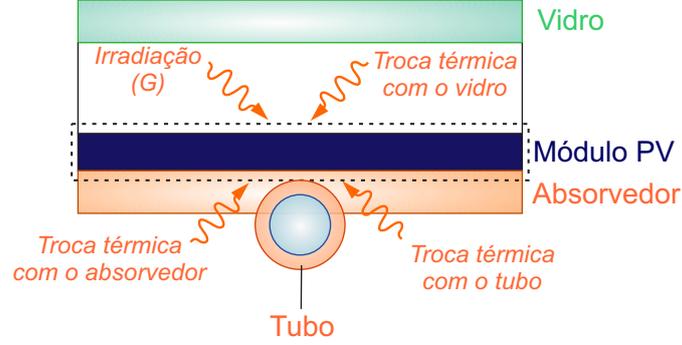
Após definir os parâmetros, pode-se rescrever a Eq. (4.63) aproximando a derivada em relação ao tempo como uma diferença finita progressiva e avaliando as temperaturas do lado direito da igualdade em um dado instante p já definido. Com isso, a temperatura do vidro no instante $p + 1$ é dada pela Eq. (4.76).

$$\begin{aligned} T_v^{p+1} = & \left[(h_{amb} + h_{rad,v-amb}) \frac{A_v \Delta t}{m_v c_{p,v}} \right] T_{amb} \\ & + \left[1 - (h_{amb} + h_{rad,v-amb} + h_{v-pv}) \frac{A_v \Delta t}{m_v c_{p,v}} \right] T_v^p + \left[\frac{h_{v-pv} A_v \Delta t}{m_v c_{p,v}} \right] T_{pv}^p \\ & + \frac{A_v \alpha_v \Delta t}{m_v c_{p,v}} G^p \end{aligned} \quad (4.76)$$

4.3.2.2 Segunda camada: Módulo fotovoltaico (PV)

A segunda camada do sistema fotovoltaico/térmico é formada pelas células fotovoltaicas, que têm a função de gerar energia elétrica. Nessa camada, uma parte da radiação transmitida para as células é absorvida. Parte dessa energia absorvida é liberada para o vidro por meio de convecção e radiação. O calor captado pelas células é então transferido para o absorvedor térmico e para os tubos. O balanço de energia descrito pode ser observado na Figura 4.20 e expresso pela Eq. (4.77).

Figura 4.20: Troca térmica na segunda camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

$$m_{pv}c_{p,pv}\frac{dT_{pv}}{dt} = (\alpha\tau)_{pv}G - E + h_{v-pv}A_{v-pv}(T_v - T_{pv}) + h_{pv-abs}A_{pv-abs}(T_{abs} - T_{pv}) + (hA)_{pv-tubo}(T_{tubo} - T_{pv}) \quad (4.77)$$

Em que m_{pv} e $c_{p,pv}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico do módulo fotovoltaico, $(\alpha\tau)_{pv}$ é a absorptância-transmitância efetiva do conjunto vidro-célula fotovoltaica, E é a energia elétrica produzida pelo módulo, os termos h_{v-pv} e $h_{pv-tubo}$ são, respectivamente, os coeficientes de troca térmica entre o módulo fotovoltaico e o absorvedor térmico e entre o módulo e os tubos, $A_{(pv-abs)}$ é a área de contato entre o módulo fotovoltaico e o absorvedor térmico, e $(hA)_{pv-tubo}$ é o produto entre o coeficiente de troca térmica e a área de contato entre o módulo fotovoltaico e o tubo. T_{abs} e T_{tubo} são as temperaturas do absorvedor térmico e do tubo, respectivamente.

O cálculo da absorptância-transmitância efetiva do conjunto vidro-célula fotovoltaica se inicia com a determinação das componentes paralela (r_{pa}) e perpendicular (r_{pe}) da radiação sobre a superfície do vidro, dadas pelas Eq's. (4.78) e (4.79).

$$r_{pa} = \frac{\tan^2(\theta_2 - \theta_1)}{\tan^2(\theta_2 + \theta_1)} \quad (4.78)$$

$$r_{pe} = \frac{\sin^2(\theta_2 - \theta_1)}{\sin^2(\theta_2 + \theta_1)} \quad (4.79)$$

A transmitância τ_r é dada pela Eq. (4.80). O subscrito r indica que somente as perdas por reflexão são consideradas.

$$\tau_r = \frac{1}{2} \left(\frac{1 - r_{pa}}{1 + r_{pa}} + \frac{1 - r_{pe}}{1 + r_{pe}} \right) \quad (4.80)$$

A transmitância do vidro de proteção (τ_v) é dada por:

$$\tau_v = \tau_a \tau_r \quad (4.81)$$

E a refletância do vidro (ρ_v) é dada por:

$$\rho_v = 1 - \alpha_v - \tau_v \quad (4.82)$$

Por fim, $(\alpha\tau)_{pv}$ pode ser calculado pela Eq. (4.83).

$$(\alpha\tau)_{pv} = \frac{\tau_v \alpha_{pv}}{1 - (1 - \alpha_{pv}) \rho_v} \quad (4.83)$$

A área entre o módulo fotovoltaico e o absorvedor térmico é dada pela Eq. (4.84).

$$A_{pv-abs} = A_{pv} \frac{W - D_{ext}}{D_{ext}} \quad (4.84)$$

Em que D_{ext} é o diâmetro externo do tubo e W é o espaçamento entre tubos.

O coeficiente de transferência de calor entre o módulo fotovoltaico e o absorvedor térmico é dado por:

$$h_{pv-abs} = \frac{k_{ads}}{\delta_{ads}} \quad (4.85)$$

Em que k_{ads} e δ_{ads} são, respectivamente, a condutividade térmica e a espessura do adesivo entre as camadas do módulo PV e do absorvedor.

O produto entre o coeficiente de troca térmica e a área de contato entre o módulo fotovoltaico e o tubo pode ser calculado por meio da Eq. (4.86).

$$(hA)_{pv-tubo} = \frac{\delta_{pv} L}{\frac{x_p}{2k_{pv}} + \frac{\delta_{ads} \delta_{pv}}{k_{ads} D_{ext}}} \quad (4.86)$$

Em que:

$$x_p = \frac{W}{4} \quad (4.87)$$

A energia elétrica produzida pelo módulo fotovoltaico é determinada pela Eq. (4.88).

$$E = f_{epc} A_{pv} G \eta_{cel} \quad (4.88)$$

Em que f_{epc} é o fator de empacotamento do módulo PV e η_{cel} é a eficiência com que a célula fotovoltaica converte radiação solar em energia elétrica. Essa eficiência pode ser obtida por meio da Eq. (4.89).

$$\eta_{cel} = \eta_{ref} [1 - \beta_{pv} (T_{pv} - T_{ref})] \quad (4.89)$$

Em que β_{pv} é o coeficiente de temperatura da célula, sendo principalmente uma propriedade do material da célula. η_{ref} geralmente é considerado 0,17 para células c-Si. T_{ref} é a temperatura de referência do módulo. Logo, qualquer aumento da temperatura de operação do módulo PV acima da temperatura de referência implica em uma redução da eficiência das células.

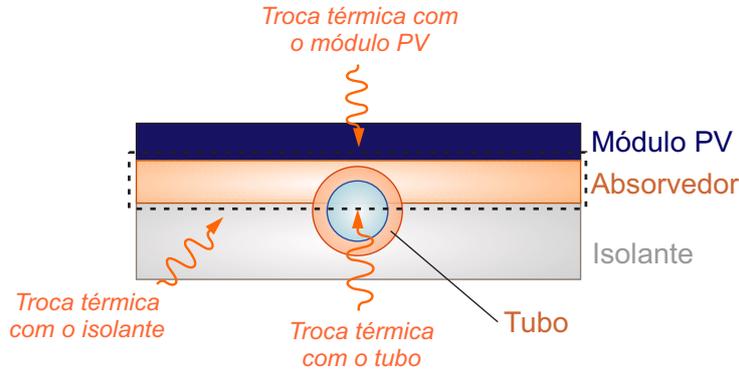
Após a determinação de todos os parâmetros necessários, rearranjando a Eq. (4.77) e aproximando o termo derivado por uma diferença progressiva no tempo, a temperatura do módulo no instante $p + 1$ pode ser calculada através da Eq. (4.90).

$$\begin{aligned}
 T_{pv}^{p+1} = & \left[\frac{h_{v-pv} A_{v-pv} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right] T_v^p + \left[1 - \frac{h_{v-pv} A_{v-pv} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} - \frac{h_{pv-abs} A_{pv-abs} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right. \\
 & \left. - \frac{(hA)_{pv-tubo} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right] T_{pv}^p + \left[\frac{h_{pv-abs} A_{pv-abs} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right] T_{abs}^p \\
 & + \left[\frac{(hA)_{pv-tubo} \Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right] T_{tubo}^p + \left[\frac{\Delta t}{m_{pv} c_{p,pv}} \right] \left[A_{pv} (\alpha \tau)_{pv} G^p - E^p \right]
 \end{aligned} \quad (4.90)$$

4.3.2.3 Terceira camada: Absorvedor térmico

A terceira camada do módulo fotovoltaico/térmico é composta pelo absorvedor térmico, cuja função é capturar a energia térmica das células fotovoltaicas e transferir esse calor para a tubulação e para a camada de isolamento, como ilustrado na Figura 4.21. O balanço geral de energia dessas trocas de calor está descrito na Eq. (4.91).

Figura 4.21: Troca térmica na terceira camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

$$\begin{aligned}
 m_{abs} c_{p,abs} \frac{dT_{abs}}{dt} = & h_{pv-abs} A_{pv-abs} (T_{pv} - T_{abs}) + h_{abs-tubo} A_{abs-tubo} (T_{tubo} - T_{abs}) \\
 & + h_{abs-iso} A_{abs-iso} (T_{iso} - T_{abs})
 \end{aligned} \quad (4.91)$$

Em que m_{abs} e $c_{p,abs}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico do absorvedor térmico, $h_{abs-tubo}$ e $h_{abs-iso}$ são os coeficientes de troca térmica entre o absorvedor térmico e os tubos e entre o absorvedor térmico e a camada de isolante, $A_{abs-iso}$ é a área entre o absorvedor térmico e a camada de isolante, e T_{iso} é a temperatura da camada de isolante.

O coeficiente de troca térmica entre a camada do absorvedor e o isolante é dado pela Eq. (4.92).

$$h_{abs-tubo} = \frac{2k_{abs}}{x_c} \quad (4.92)$$

Em que:

$$x_c = \frac{W - D_{ext}}{4} \quad (4.93)$$

A área entre o tubo e o absorvedor térmico é dada pela Eq. (4.94).

$$A_{abs-tubo} = D_{ext}L \quad (4.94)$$

O coeficiente de troca térmica entre o absorvedor térmico e o isolante é dado pela Eq. (4.95).

$$h_{abs-iso} = \frac{2k_{iso}}{\delta_{iso}} \quad (4.95)$$

A área entre o absorvedor e o isolante é dada pela Eq. (4.96).

$$A_{abs-iso} = A \left(\frac{W - D_{ext}}{W} \right) \quad (4.96)$$

Em que A é a mesma área do vidro e do painel PV, dada pela Eq. (4.75).

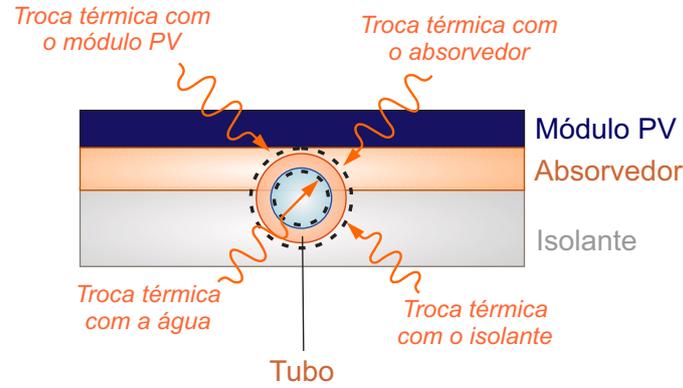
Rearranjando os termos da Eq. (4.91) e fazendo a aproximação da derivada em relação ao tempo, a temperatura do absorvedor térmico para o instante $p + 1$ é dada pela Eq. (4.97).

$$\begin{aligned} T_{abs}^{p+1} = & \left[\frac{h_{pv-abs}A_{pv-abs}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} \right] T_{pv}^p + \left[1 - \frac{h_{pv-abs}A_{pv-abs}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} - \frac{h_{abs-tubo}A_{abs-tubo}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} \right. \\ & \left. - \frac{h_{abs-iso}A_{abs-iso}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} \right] T_{abs}^p + \left[\frac{h_{abs-tubo}A_{abs-tubo}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} \right] T_{tubo}^p \\ & + \left[\frac{h_{abs-iso}A_{abs-iso}\Delta t}{m_{abs}C_{p,abs}} \right] T_{iso}^p \end{aligned} \quad (4.97)$$

4.3.2.4 Quarta camada: Tubos

A quarta camada do módulo fotovoltaico/térmico é formada pela tubulação. Nessa camada, ocorre transferência de calor por condução entre os tubos e o absorvedor térmico, as células fotovoltaicas e a camada de isolamento, enquanto a troca de calor por convecção ocorre com a água que circula dentro da tubulação, conforme mostrado na Figura 4.22.

Figura 4.22: Troca térmica na quarta camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

O balanço dos fluxos térmicos nessa camada é contabilizado por meio da Eq. (4.98).

$$m_{tubo}c_{p,tubo}\frac{dT_{tubo}}{dt} = h_{abs-tubo}A_{abs-tubo}(T_{abs} - T_{tubo}) + h_{iso-tubo}A_{iso-tubo}(T_{iso} - T_{tubo}) + h_{tubo-agua}A_{tubo-agua}(T_{agua} - T_{tubo}) + (hA)_{pv-tubo}(T_{pv} - T_{tubo}) \quad (4.98)$$

Em que m_{tubo} e $c_{p,tubo}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico dos tubos, $h_{iso-tubo}$ e $A_{iso-tubo}$ são os coeficientes de troca térmica entre o isolante e os tubos, e a área de contato entre eles, respectivamente. $h_{tubo-agua}$ e $A_{tubo-agua}$ são, respectivamente, o coeficiente convectivo e a área de contato entre os tubos e a água. T_{agua} é a temperatura da água no interior dos tubos.

O coeficiente de transferência de calor por convecção entre o tubo e a água pode ser calculado pela Eq. (4.99).

$$h_{tubo-agua} = \frac{Nu_{agua}k_{agua}}{D_{int}} \quad (4.99)$$

Em que Nu_{agua} é o número de Nusselt da água do tubo, k_{agua} é a condutividade térmica da água e D_{int} é o diâmetro interno do tubo.

A área entre o tubo e a água é dada pela Eq. (4.100).

$$A_{tubo-agua} = n_{tubos}\pi D_{int}L \quad (4.100)$$

Em que n_{tubos} é a quantidade de tubos do sistema PV/T.

O coeficiente de troca térmica entre o tubo e o isolante é dado pela Eq. (4.101).

$$h_{iso-tubo} = \frac{2k_{iso}}{\delta_{iso}} \quad (4.101)$$

Em que k_{iso} e δ_{iso} são, respectivamente, a condutividade térmica e a espessura do isolante.

A área entre os tubos e o isolante é dada pela Eq. (4.102).

$$A_{iso-tubo} = n_{tubos} \left(\frac{\pi}{2} + 1 \right) D_{ext} \quad (4.102)$$

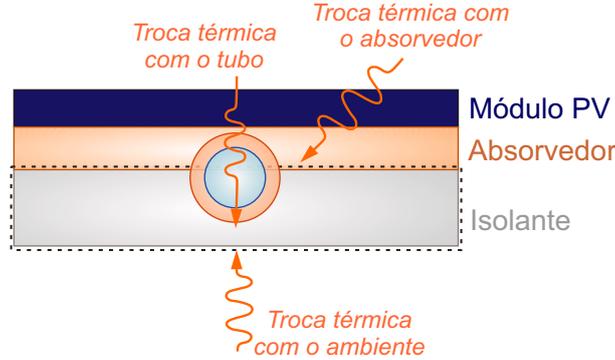
Com isso, discretizando o termo de derivada temporal da Eq. (4.107) e rearranjando os termos, a temperatura dos tubos para o instante $p + 1$ é dada pela Eq. (4.103).

$$\begin{aligned} T_{tubo}^{p+1} = & \left[\frac{(hA)_{pv-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} \right] T_{pv}^p + \left[\frac{h_{abs-tubo} A_{abs-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} \right] T_{abs}^p \\ & + \left[1 - \frac{(hA)_{pv-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} - \frac{h_{abs-tubo} A_{abs-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} - \frac{h_{iso-tubo} A_{iso-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} \right] T_{tubo}^p \\ & + \left[\frac{h_{tubo-agua} A_{tubo-agua} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} \right] T_{agua}^p + \left[\frac{h_{iso-tubo} A_{iso-tubo} \Delta t}{m_{tubo} c_{p,tubo}} \right] T_{iso}^p \end{aligned} \quad (4.103)$$

4.3.2.5 Quinta camada: Isolante

A quinta camada do módulo fotovoltaico/térmico é composta pelo isolamento, que tem a função de minimizar a perda de calor do sistema para o ambiente externo. Nesta camada, ocorrem fluxos de calor por condução entre o isolamento e o absorvedor térmico, entre o isolamento e a tubulação, além de convecção entre o isolamento e o ar, conforme ilustrado na Figura 4.23. A conservação de energia no isolante pode ser descrita pela Eq. (4.104).

Figura 4.23: Troca térmica na quinta camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

$$\begin{aligned} m_{iso} c_{p,iso} \frac{dT_{iso}}{dt} = & h_{abs-iso} A_{abs-iso} (T_{abs} - T_{iso}) + h_{iso-tubo} A_{iso-tubo} (T_{tubo} - T_{iso}) \\ & + h_{iso-amb} A (T_{amb} - T_{iso}) \end{aligned} \quad (4.104)$$

Em que m_{iso} e $c_{p,iso}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico do isolante, $h_{iso-amb}$ e $A_{iso-amb}$ são, respectivamente, os coeficientes de troca térmica por convecção entre o isolante e o ambiente e a área do isolante exposta ao ambiente.

O coeficiente de transferência de calor por convecção pode ser calculado por:

$$\frac{1}{h_{iso-amb}} = \frac{\delta_{iso}}{2k_{iso}} + \frac{1}{h_{amb}} \quad (4.105)$$

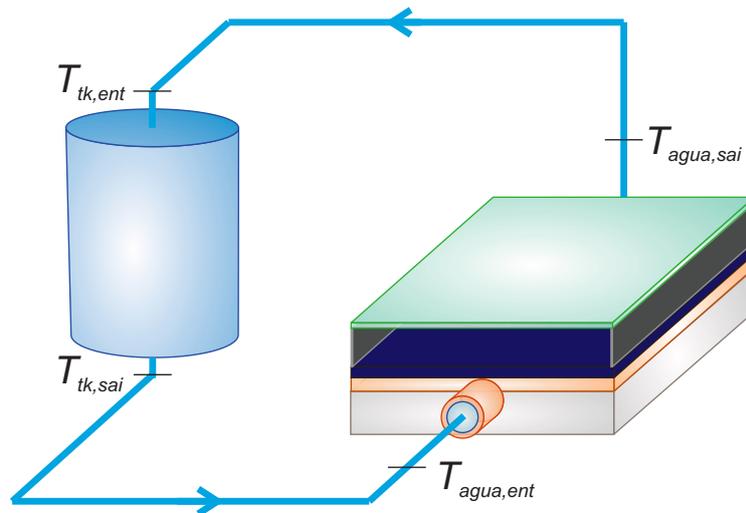
Aproximando a derivada por uma diferença progressiva no tempo e rearranjando os termos da Eq. (4.104), a temperatura da camada de isolante no instante $p + 1$ é dada pela Eq. (4.106).

$$\begin{aligned} T_{iso}^{p+1} = & \left[\frac{h_{abs-iso} A_{abs-iso} \Delta t}{m_{iso} c_{p,iso}} \right] T_{abs}^p + \left[\frac{h_{iso-tubo} A_{iso-tubo} \Delta t}{m_{iso} c_{p,iso}} \right] T_{tubo}^p \\ & + \left[1 - \frac{h_{abs-iso} A_{abs-iso} \Delta t}{m_{iso} c_{p,iso}} - \frac{h_{iso-amb} A_{iso-amb} \Delta t}{m_{iso} c_{p,iso}} \right] T_{iso}^p \\ & + \left[\frac{h_{iso-amb} A_{iso-amb} \Delta t}{m_{iso} c_{p,iso}} \right] T_{amb} \end{aligned} \quad (4.106)$$

4.3.2.6 Sexta camada: Água no tubo

A sexta camada do módulo fotovoltaico/térmico é composta pela água, que tem a função de absorver a energia térmica captada pelo sistema. Nesta camada, ocorrem fluxos de calor por convecção com a tubulação e o aumento de energia devido ao fluxo da água, conforme mostrado na Figura 4.24. O balanço de energia para essa camada pode ser descrito pela Eq. (4.107).

Figura 4.24: Troca térmica na sexta camada do sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

$$m_{agua}c_{p,agua}\frac{dT_{agua}}{dt} = h_{tubo-agua}A_{tubo-agua}(T_{tubo} - T_{agua}) + \dot{m}_{agua}c_{p,agua}(T_{agua,ent} - T_{agua,sai}) \quad (4.107)$$

A temperatura de entrada da água nos tubos é a temperatura da água no tanque, enquanto a temperatura de saída é a temperatura da própria água nos tubos. Assim, temos as seguintes condições de contorno para a água nos tubos:

$$\text{Entrada: } T_{agua,ent} = T_{tk}^p \quad (4.108)$$

$$\text{Saída: } T_{agua,sai} = T_{agua}^p \quad (4.109)$$

Em que T_{tk} é a temperatura da água no tanque.

A vazão mássica de água em cada tubo é dada pela seguinte relação:

$$\dot{m}_{agua} = \rho_{agua}A_{tubo,int}V_{agua} \quad (4.110)$$

Em que ρ_{agua} é a densidade da água, $A_{tubo,int}$ é a área interna da seção transversal do tubo e V_{agua} é a velocidade de escoamento da água.

Aproximando o termo de derivada como uma diferença progressiva no tempo, substituindo as Eq's. (4.108) e (4.109) na Eq. (4.107) e rearranjando os termos, a temperatura da água nos tubos no instante $p + 1$ é dada pela Eq. (4.111).

$$T_{agua}^{p+1} = \left[\frac{h_{tubo-agua}A_{tubo-agua}\Delta t}{m_{agua}c_{p,agua}} \right] T_{tubo}^p + \left[1 - \frac{h_{tubo-agua}A_{tubo-agua}\Delta t}{m_{agua}c_{p,agua}} - \frac{V_{agua}\Delta t}{L} \right] T_{agua}^p + \left[\frac{V_{agua}\Delta t}{L} \right] T_{tk}^p \quad (4.111)$$

4.3.2.7 Termoacumulador: Água no tanque

Em coletores solares, o uso de termoacumuladores ajuda a contornar a oscilação da temperatura de fornecimento devido à sazonalidade da energia solar, permitindo que o sistema opere de forma mais uniforme. O termoacumulador utilizado foi um tanque de água e, para efeitos de comparação e para verificar a influência do tamanho do tanque sobre a temperatura final da água, três casos com volumes de tanque diferentes foram considerados nas simulações do sistema PV/T. As dimensões do tanque em cada caso estão listadas na Tabela 4.13 e as propriedades do isolante do tanque estão apresentadas na Tabela 4.14.

Tabela 4.13: Características do tanque de armazenamento térmico

Caso	Diâmetro interno ($D_{tk,int}$)	Comprimento (L_{tk})	Volume aproximado
1	0,62 m	1,0 m	300 L
2	0,585 m	0,75 m	200 L
3	0,45 m	0,62 m	100 L

Tabela 4.14: Propriedades do isolante do tanque

Espessura do isolante ($\delta_{tk,iso}$)	0,05 m
Condutividade térmica do isolante ($k_{tk,iso}$)	0,037 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Massa específica do isolante ($\rho_{tk,iso}$)	64 kg.m ⁻³

Os fluxos de calor considerados para o tanque de água são a convecção com o ar ambiente e a transferência de energia térmica através dos fluxos de entrada e saída de água. O balanço de energia para a água no tanque pode ser expresso pela Eq. (4.112).

$$m_{tk}c_{p,tk}\frac{dT_{tk}}{dt} = \dot{m}_{tk}n_{tubos}c_{p,agua}(T_{tk,ent} - T_{tk,sai}) + U_{tk-amb}A_{tk}(T_{amb} - T_{tk}) \quad (4.112)$$

Em que m_{tk} e $c_{p,tk}$ são, respectivamente, a massa e o calor específico da água no tanque, sendo que $c_{p,tk} = c_{p,agua}$. A_{tk} representa a área externa do tanque em contato com o ambiente, e U_{tk-amb} é o coeficiente global de troca térmica entre o tanque e o ambiente.

Para o cálculo de U_{tk-amb} , inicialmente calcula-se o número de Rayleigh para o tanque, dado pela Eq. (4.113).

$$Ra_{tk} = \frac{g\gamma_{tk}(T_{tk} - T_{amb})L_{c,tk}}{\nu_{ar}\alpha_{ar}} \quad (4.113)$$

Em que γ_{tk} é o coeficiente de expansão volumétrica, determinado com base na temperatura média entre o tanque e o ambiente, $L_{c,tk}$ é o comprimento característico do tanque, e ν_{ar} e α_{ar} são a viscosidade cinemática e a difusividade térmica do ar ambiente, respectivamente.

Com o número de Rayleigh, determina-se o número de Nusselt, dado pela Eq. (4.114).

$$Nu = 0,68 + \frac{0,67Ra_D^{1/4}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr}\right)^{9/16}\right]^{4/9}} \quad (4.114)$$

O coeficiente de convecção entre o tanque e o ambiente é dado por:

$$h_{tk-amb} = \frac{Nuk_{ar}}{D_{tk,ext}} \quad (4.115)$$

Em que k_{ar} é a condutividade térmica do ar e $D_{tk,ext}$ é o diâmetro externo do tanque.

Por fim, U_{tk-amb} pode ser calculado pela Eq. (4.116).

$$U_{tk-amb} = \frac{1}{\frac{D_{ext}}{2k_{tk,iso}} \ln\left(\frac{D_{tk,ext}}{D_{tk,int}}\right) + \frac{1}{h_{tk-amb}}} \quad (4.116)$$

Em que $k_{tk,iso}$ é a condutividade térmica do isolante do tanque, e $D_{tk,ext}$ e $D_{tk,int}$ são, respectivamente, os diâmetros externo e interno do tanque.

De maneira similar ao fluxo de água nos tubos, o tanque apresenta fluxos de entrada e saída, conforme indicado na Figura 4.24. As condições de contorno em relação a esses fluxos no tanque são dadas a seguir.

$$\text{Entrada: } T_{tk,ent} = T_{\text{agua}}^p \quad (4.117)$$

$$\text{Saída: } T_{tk,sai} = T_{tk}^p \quad (4.118)$$

A massa de água no tanque pode ser calculada em termos da densidade da água (ρ_{agua}) e do volume do tanque (Υ_{tk}), conforme a Eq. (4.119).

$$m_{tk} = \rho_{\text{agua}} \Upsilon_{tk} \quad (4.119)$$

A vazão mássica da água através do tanque (\dot{m}_{tk}) é igual à soma das vazões de água em todos os tubos. Logo:

$$\dot{m}_{tk} = n_{\text{tubo}} \rho_{\text{agua}} V_{\text{agua}} A_{\text{tubo,int}} \quad (4.120)$$

Empregando as condições de contorno para os fluxos de entrada e saída do tanque, aproximando a derivada por uma diferença finita progressiva no tempo, substituindo as Eq's. (4.119) e (4.120) na Eq. (4.112) de forma apropriada e rearranjando os termos, pode-se calcular a temperatura da água no tanque no instante $p + 1$ através da Eq. (4.121).

$$T_{tk}^{p+1} = \left[\frac{n_{\text{tubos}} V_{\text{agua}} A_{\text{tubo,int}} \Delta t}{\Upsilon_{tk}} \right] T_{\text{agua}}^p + \left[1 - \frac{n_{\text{tubos}} V_{\text{agua}} A_{\text{tubo,int}} \Delta t}{\Upsilon_{tk}} - \frac{U_{tk-amb} A_{tk} \Delta t}{m_{tk} c_{p,agua}} \right] T_{tk}^p + \left[\frac{U_{tk-amb} A_{tk} \Delta t}{m_{tk} c_{p,agua}} \right] T_{amb} \quad (4.121)$$

4.3.2.8 Propriedades do sistema PV/T

Após a discretização das equações de transferência de calor para determinar as temperaturas de cada camada do sistema PV/T ao longo do tempo, o código para o cálculo dessas temperaturas foi desenvolvido no Matlab utilizando os dados de entrada listados na Tabela 4.15.

Tabela 4.15: Dados de entrada do sistema PV/T

Dados gerais do coletor	
Orientação	Sul
Ângulo de azimute	180°
Inclinação com a horizontal (β)	23,43°
Largura do coletor (H)	1 m
Altura do coletor (L)	2 m
Espaçamento entre vidro e módulo PV	0,02 m
Vidro	
Área (A)	2 m ²
Espessura (δ_v)	4.10 ⁻³ m
Massa específica	2200 kg.m ⁻³
Calor específico ($c_{p,v}$)	670 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Condutividade térmica	1,8 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Emissividade (ϵ_v)	0,88
Índice de refração (n_v)	1,526
Células fotovoltaicas	
Espessura (δ_{pv})	2.10 ⁻⁴ m
Massa específica	2330 kg.m ⁻³
Calor específico ($c_{p,pv}$)	700 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Condutividade térmica (k_{pv})	148 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Temperatura de referência (T_{ref})	25°
Coefficiente de temperatura (β_{pv})	4,5.10 ⁻³ K ⁻¹
Emissividade (ϵ_{pv})	0,96
Absortância (α_{pv})	0,94
Fator de empacotamento (f_{epc})	0,804
Absorvedor térmico	
Material	Cobre
Espessura (δ_{abs})	0,003 m
Massa específica	8920 kg.m ⁻³
Calor específico ($c_{p,abs}$)	350 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Condutividade térmica (k_{abs})	380 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Adesivo do absorvedor	
Espessura (δ_{ads})	4,6.10 ⁻⁴ m
Condutividade térmica (k_{ads})	0,35 W.m ⁻¹ .K ⁻¹

Continuação da Tabela 4.15

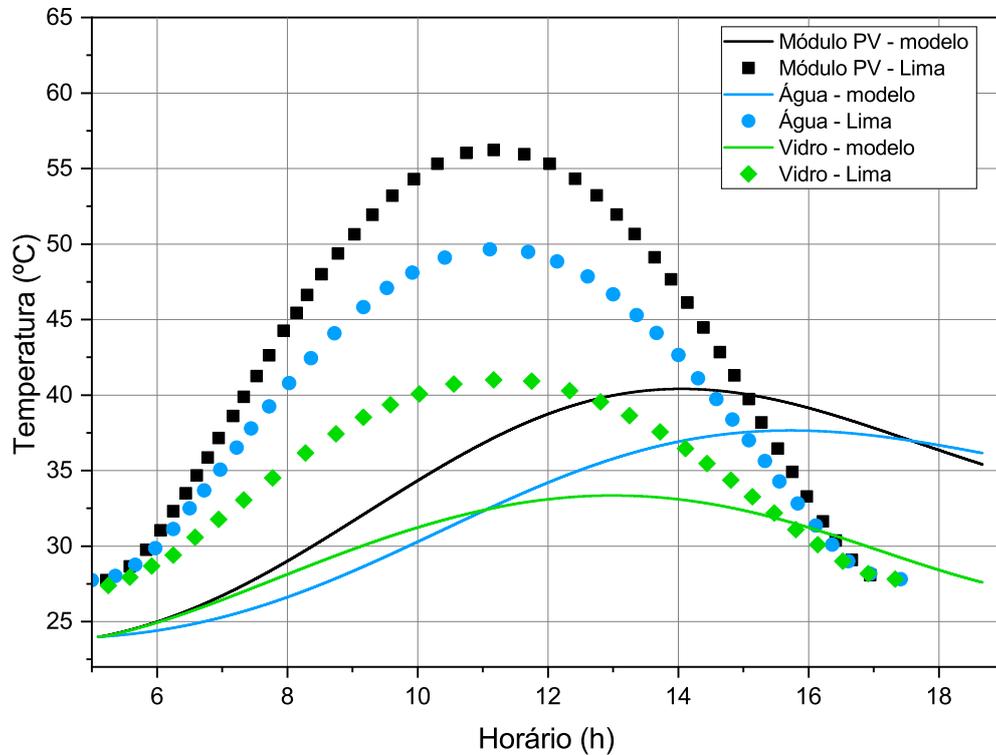
Tubos	
Quantidade de tubos (n_{tubos})	10
Diâmetro externo (D_{ext})	0,01 m
Espessura da parede	1.10^{-4} m
Comprimento do tubo	2 m
Espaçamento entre tubos	0,1 m
Material	Cobre
Massa específica	8920 kg.m^{-3}
Calor específico ($c_{p,tubo}$)	$350 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Condutividade térmica	$380 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Isolante	
Espessura (δ_{iso})	0,05 m
Massa específica	20 kg.m^{-3}
Calor específico ($c_{p,iso}$)	$670 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Condutividade térmica (k_{iso})	$0,034 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Água	
Massa específica	997 kg.m^{-3}
Calor específico ($c_{p,agua}$)	$4180 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Número de Nusselt	4,36
Vazão mássica por tubo (\dot{m}_{agua}/n_{tubos})	$0,0066 \text{ kg.s}^{-1}.\text{tubo}^{-1}$
Velocidade (V_{agua})	$0,1327 \text{ m.s}^{-1}$

4.3.3 Validação do modelo térmico do coletor PV/T

A temperatura em cada camada do sistema PV/T é influenciada por diversos fatores, como a localização geográfica do coletor, que determina a variação da incidência solar, o design construtivo do coletor, o tipo e a vazão do fluido de resfriamento, entre outros. Por isso, a comparação quantitativa do modelo numérico desenvolvido com dados publicados na literatura pode levar a erros ou observações inconclusivas. Assim, para a validação do modelo, optou-se por uma análise qualitativa dos dados, focando principalmente no comportamento da temperatura ao longo do dia.

A Figura 4.25 apresenta as curvas de temperatura do módulo fotovoltaico, da água no tubo e do vidro de proteção em função do horário, comparando os resultados do modelo desenvolvido com os dados reportados por Lima [2]. Nesse estudo, o autor modelou um sistema PV/T operando em um dia típico de novembro na cidade de João Pessoa/PB.

Figura 4.25: Comparação das curvas de temperatura das camadas do vidro de proteção, módulo fotovoltaico e água obtidos a partir do modelo desenvolvido e dos dados de Lima [2]



Fonte: O autor (2024)

Observa-se através da figura que, no início do dia (nascer do sol), as temperaturas das camadas avaliadas estão próximas à temperatura ambiente e aumentam gradualmente ao longo do dia, atingindo um pico máximo antes de começarem a diminuir. Comparando os resultados com o modelo de Lima [2], nota-se um efeito de histerese na variação da temperatura, especialmente nas camadas mais internas, o que é coerente com o comportamento esperado. Isso ocorre porque a dissipação de calor é maior na superfície do vidro de proteção, que está em contato direto com o ar ambiente, e diminui progressivamente em direção às camadas internas.

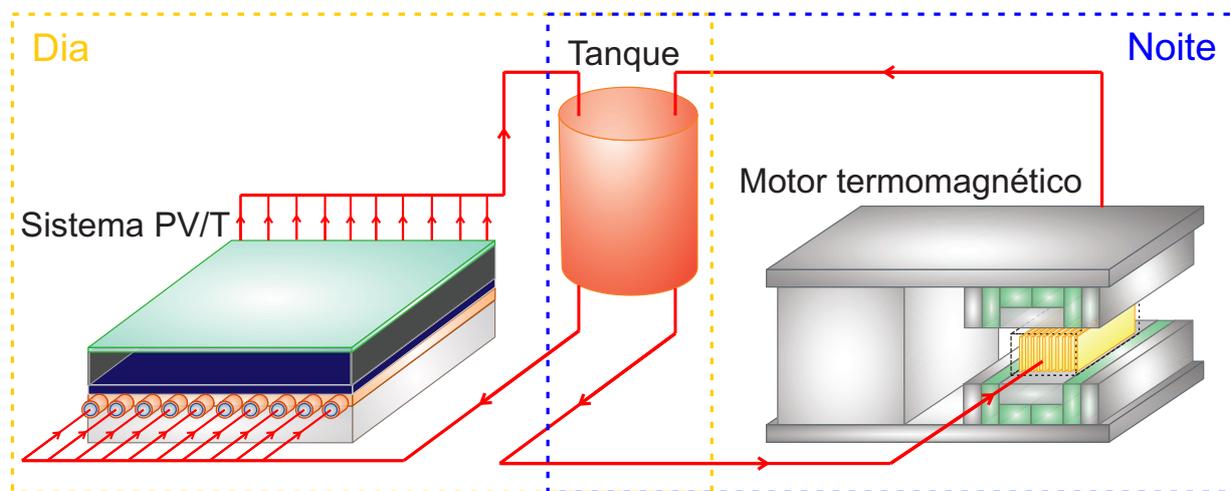
Considerando as diferenças entre os modelos, conclui-se que o modelo numérico desenvolvido descreve de forma satisfatória o comportamento térmico do sistema PV/T, com variações de temperatura em cada camada condizentes com o que é previsto na literatura.

4.4 Sistema combinado

A combinação do sistema PV/T com o motor termomagnético corresponde ao acoplamento do tanque do sistema PV/T ao motor termomagnético, que atua como fonte de calor para o processo de aquecimento. Um esquema do sistema combinado é mostrado na Figura 4.26, e seu funcionamento ocorre da seguinte forma: o motor não opera durante o dia, e o tanque,

conectado tanto ao motor quanto ao sistema PV/T, permanece isolado do motor durante esse período, de modo que a água circule apenas pelo tanque e pelo sistema PV/T. Durante a noite, o sistema PV/T deixa de operar, e o tanque com água aquecida é isolado desse sistema, liberando o fluxo de água para o motor termomagnético, que então começa a operar. Assim, durante o dia, o sistema PV/T é responsável pela produção de energia elétrica e pelo acúmulo de energia térmica, enquanto à noite o motor termomagnético gera potência mecânica a partir da energia térmica armazenada no tanque.

Figura 4.26: Sistema combinado: o sistema PV/T operando durante e motor termomagnético operando durante a noite



Fonte: O autor (2024)

4.4.1 Casos estudados

A temperatura da água no tanque, no instante final das simulações do sistema PV/T, foi considerada como a temperatura inicial nas simulações do motor. Nessas simulações, adotou-se como condição de contorno que a temperatura da água de entrada do motor seja igual à temperatura da água contida no tanque. Diversos fatores influenciam a temperatura final da água no tanque do sistema PV/T, como a vazão e o volume de água no tanque. Com o objetivo de observar a relação entre o desempenho do motor e a temperatura da água do tanque, dois casos foram avaliados.

4.4.1.1 Sistema com tanque único (sistema fechado)

No primeiro caso, a água aquecida do tanque passa pelo trocador de calor magnético (TCM), aquece o material magnetocalórico (Gd) e retorna para o tanque, em um sistema fechado, conforme esquematizado na Figura 4.27(a). Nessa configuração, a massa do tanque permanece constante durante o período de funcionamento do motor.

O tanque, nesse caso, cede calor para o TCM, o que é refletido pela diferença de temperatura entre os fluxos de entrada e saída de água, além de perder calor por convecção com o ar ambiente. Ambos os processos são avaliados com a massa de água no tanque constante. A temperatura do tanque no instante $p + 1$ é obtida a partir do balanço de energia do tanque e dada pela Eq. (4.122).

$$T_{tk}^{p+1} = \frac{\dot{m} \Delta t}{m_{tk}} T_{fluido}^p + \left[1 - \frac{\dot{m} \Delta t}{m_{tk}} - \frac{U A \Delta t}{m_{tk} c_p} \right] T_{tk}^p + \frac{U A \Delta t}{m_{tk} c_p} T_{amb} \quad (4.122)$$

4.4.1.2 Sistema com dois tanques (sistema aberto)

No segundo caso, a água proveniente do tanque passa pelo TCM do motor e, em seguida é armazenada em um segundo tanque, inicialmente vazio. Com isso, o nível da água no primeiro tanque diminui a cada novo ciclo executado pelo motor e aumenta no segundo tanque, conforme ilustrado na Figura 4.27(b). Caso o tanque de fornecimento se esvazie antes do fim do período noturno, o motor interrompe sua operação. O balanço de energia é feito para o tanque de fornecimento considerando que a massa varia com o tempo, conforme a expressão dada a seguir:

$$\frac{dE_{acum}}{dt} = \dot{E}_{entra} - \dot{E}_{sai} + \dot{E}_{ger} \quad (4.123)$$

Em que \dot{E}_{entra} , \dot{E}_{sai} e \dot{E}_{ger} são, respectivamente, a energia que entra, a energia que sai e a energia gerada. O termo dE_{acum}/dt é a taxa de variação da energia acumulada no volume de controle, sendo E_{acum} dada pela Eq. (4.124).

$$E_{acum} = m_{tk} c_{p,agua} T_{tk} \quad (4.124)$$

Massa é cedida pelo tanque a cada instante e a energia é transferida para o ambiente através da parede e por convecção na superfície. Com isso, a massa no tanque no instante $p + 1$ é avaliada segundo a Eq. (4.125).

$$m_{tk}(t + \Delta t) = m_{tk}(t) - \dot{m} \Delta t \quad (4.125)$$

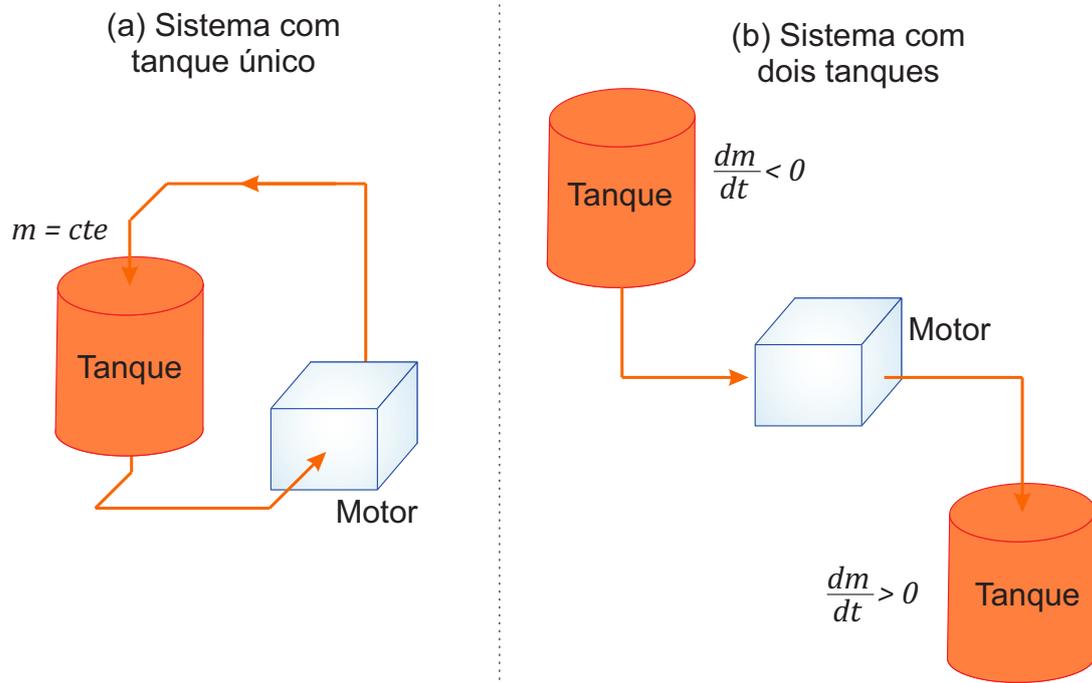
Em que \dot{m} é a vazão mássica de água no motor durante os processos de troca térmica, $m_{tk}(t + \Delta t)$ é a massa no instante $t + \Delta t$ e $m_{tk}(t)$ é a massa no instante t .

Utilizando uma aproximação progressiva no tempo para a derivada temporal da temperatura e o esquema explícito, a temperatura do tanque no instante $p + 1$ durante o processo de aquecimento é dada pela Eq. (4.126).

$$T_{tk}^{p+1} = \left[1 - \frac{U A \Delta t}{m_{tk} c_p} \right] T_{tk}^p + \frac{U A \Delta t}{m_{tk} c_p} T_{amb} \quad (4.126)$$

Essa equação também foi utilizada para calcular a temperatura do reservatório durante o processo de resfriamento. Entretanto, como nesse processo a água é proveniente de outra fonte, a massa dentro do tanque foi considerada constante.

Figura 4.27: Configurações do sistema combinado



Fonte: O autor (2024)

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção, são abordados os resultados produzidos a partir do emprego da metodologia descrita na seção anterior. Inicialmente, são apresentados os resultados relevantes sobre o ímã permanente. Em seguida, são discutidos os resultados obtidos a partir da modelagem e simulação do motor termomagnético. Na sequência, são destacados os resultados da modelagem e simulação do sistema PV/T. Finalmente, são apresentados os resultados produzidos a partir da simulação do sistema combinado motor-coletor.

5.1 Ímã permanente

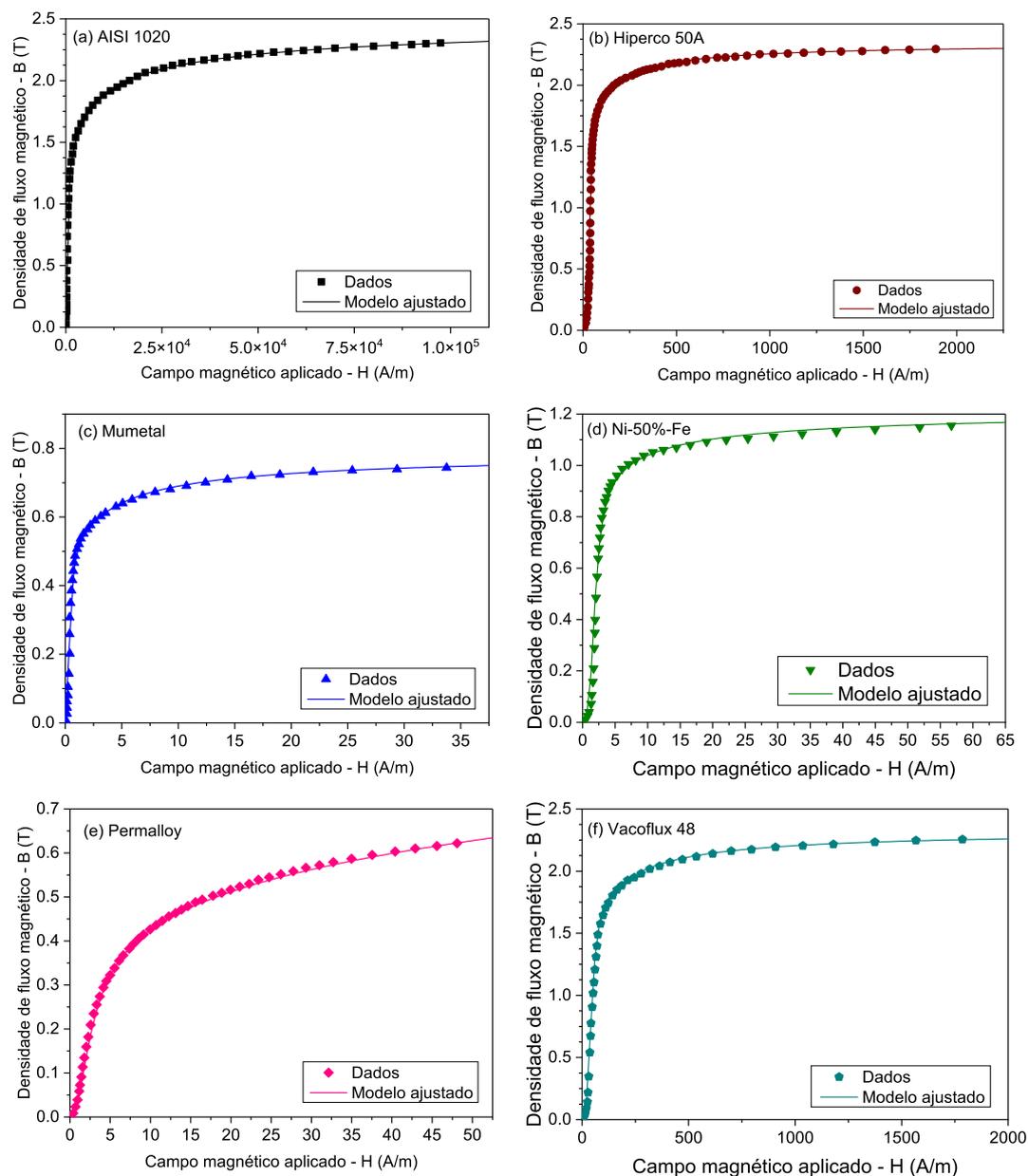
5.1.1 Ajustes das curvas B-H

A Tabela 5.1 contém os coeficientes da função de ajuste $B(H)$, utilizada como base para ajustar as curvas B-H dos materiais selecionados para o estudo do ímã. As curvas de ajuste e os pontos coletados na literatura para cada material são exibidos na Figura 5.1. Cada gráfico apresenta uma faixa diferente de H , devido aos diferentes valores de densidade de fluxo de saturação de cada material.

Tabela 5.1: Coeficientes da função de ajuste das curvas B-H

Coeficientes	AISI 1020	Hiperco 50A	Mumetal	Ni-50%-Fe	Permalloy	Vacoflux 48
a_1	$1,548 \cdot 10^{-3}$	2,34	3,52	0,325	0,0218	2,32
a_2	1,863	15,8	3,52	1,42	0,164	-17,8
a_3	11,488	40	-0,2	0,27	0,099	310
a_4	$6,346 \cdot 10^{-4}$	1000	0	0,02	-0,012	850
b_1	2,11	3,12	3,2	0,33	-2,08	3
b_2	2,701	2,14	3,99	4,37	0,53	2
b_3	2,173	1,04	3,14	3,66	0,118	1
c_1	1,728	1	7,5	12	5,98	1
c_2	0,729	41,2	4,45	1,16	0,116	47,8
c_3	37,45	-3580	1,52	1,32	0,872	-3870
c_4	0	222000	0,44	16,55	0	198000
d	0	0	0	-0,1	0	0

Figura 5.1: Dados B-H e modelo ajustado via Eq. (4.2) para (a) AISI 1020, (b) Hiperco 50A, (c) Mumetal, (d) Ni-50%Fe, (e) Permalloy e (f) Vacoflux 48



Fonte: O

autor (2024)

Observa-se um bom ajuste entre as curvas da função e os dados experimentais para todos os materiais testados, conforme apresentado na Figura 5.1. Para uma análise mais detalhada, os parâmetros estatísticos dos modelos ajustados estão exibidos na Tabela 5.2.

A partir dos parâmetros listados na Tabela 5.2, verifica-se uma boa concordância entre os pontos experimentais e o modelo ajustado, corroborando as observações feitas a partir dos gráficos da Figura 5.1. Em relação aos resultados estatísticos, observa-se que o menor valor de

Tabela 5.2: Parâmetros estatísticos dos modelos $B - H$ ajustados

	SSE	R^2	R^2 ajustado	RMSE
AISI 1020	2,8386	0,9122	0,9107	$4,8941 \times 10^{-2}$
Hiperco 50A	1,071	0,9738	0,9734	$1,4676 \times 10^{-2}$
Mumetal	$1,1740 \times 10^{-3}$	0,9946	0,9945	$2,9351 \times 10^{-4}$
Ni-50%-Fe	0,1346	0,9805	0,9800	$3,1292 \times 10^{-3}$
Permalloy	$4,5169 \times 10^{-3}$	0,9972	0,9971	$2,7482 \times 10^{-5}$
Vacoflux 48	0,1013	0,9957	0,9956	$2,4696 \times 10^{-3}$

R^2 foi obtido para o AISI 1020, enquanto o maior foi registrado para o Permalloy, indicando um melhor ajuste para este material. Quanto ao RMSE, o Permalloy também apresentou o menor valor entre os materiais analisados, sendo de $2,9351 \times 10^{-5}$, enquanto o AISI 1020 apresentou o maior valor, de $4,89 \times 10^{-2}$. Em termos absolutos, embora o RMSE do AISI 1020 seja o maior entre os materiais analisados, ele ainda representa um bom ajuste aos dados, considerando a quantidade de pontos utilizados na modelagem.

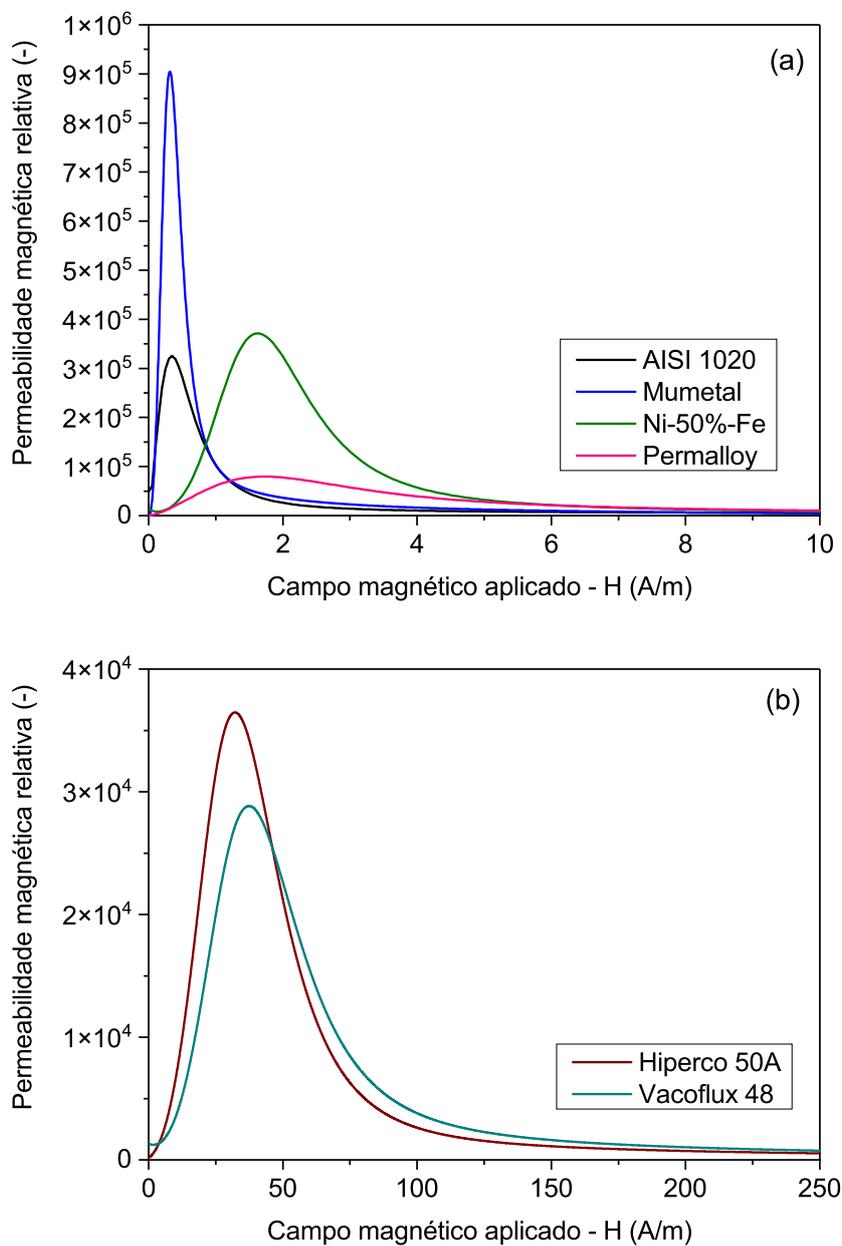
De modo geral, o modelo de equação empregado nos ajustes demonstrou ser versátil no que diz respeito à faixa de campo aplicada, uma vez que, para cada material, a curva de aumento de B ocorre em uma faixa específica de H . Além disso, o modelo se mostrou estável e válido para elevados valores de H , apresentando um comportamento assintótico à medida que H tende para valores elevados, representando a região de saturação do material.

5.1.2 Curvas de permeabilidade relativa

A Figura 5.2 mostra as curvas de permeabilidade relativa dos materiais avaliados, obtidas a partir das derivadas das funções $B(H)$ apresentadas na Figura 5.1. Observa-se que, para todos os materiais, a permeabilidade relativa aumenta rapidamente a partir de zero até atingir seu valor máximo com o aumento de H , e, em seguida, apresenta um rápido decréscimo, resultando em uma curva com formato de sino. À medida que a permeabilidade decresce com o aumento de H , a curva tende a se estabilizar em um valor constante. Esse formato característico da curva de permeabilidade é típico dos materiais ferromagnéticos, devido ao comportamento das curvas $B - H$ desses materiais. Como a permeabilidade é matematicamente a derivada da função $B(H)$, a relação $\mu(H)$ pode ser descrita a partir dessa função.

Em relação aos picos das curvas, o Mumetal apresentou o maior valor máximo de permeabilidade relativa, aproximadamente 9.10^6 , enquanto o Vacoflux 48 apresentou o menor valor, de $2,8.10^4$. Nota-se que o ponto de máxima permeabilidade relativa para os materiais AISI 1020, Mumetal, Ni-50%-Fe e Permalloy (Figura 5.2(a)) ocorre em valores baixos de H (< 3 A/m), enquanto para o Hiperco 50A e o Vacoflux 48 (Figura 5.2(b)) esse ponto ocorre para valores mais elevados de H (> 30 A/m). Em relação a esses dois materiais, observa-se também que a permeabilidade relativa máxima é menor, apresentando valores de largura à meia altura (FWHM) maiores quando comparados aos outros quatro materiais, com a curva ocorrendo em uma faixa mais ampla de H . Todas as funções apresentaram um comportamento assintótico para valores elevados de H , permitindo a extrapolação dos dados.

Figura 5.2: Gráficos das curvas de permeabilidade relativa dos materiais como função do campo magnético aplicado



Fonte: O autor (2024)

5.1.3 Figura de mérito M^*

A Figura 5.3 exibe a figura de mérito M^* em função do *gap* para os ímãs permanentes tipo-C (Figura 5.3(a)) e duplo-C (Figura 5.3(b)). Para ambos os conjuntos, os pontos dos valores de

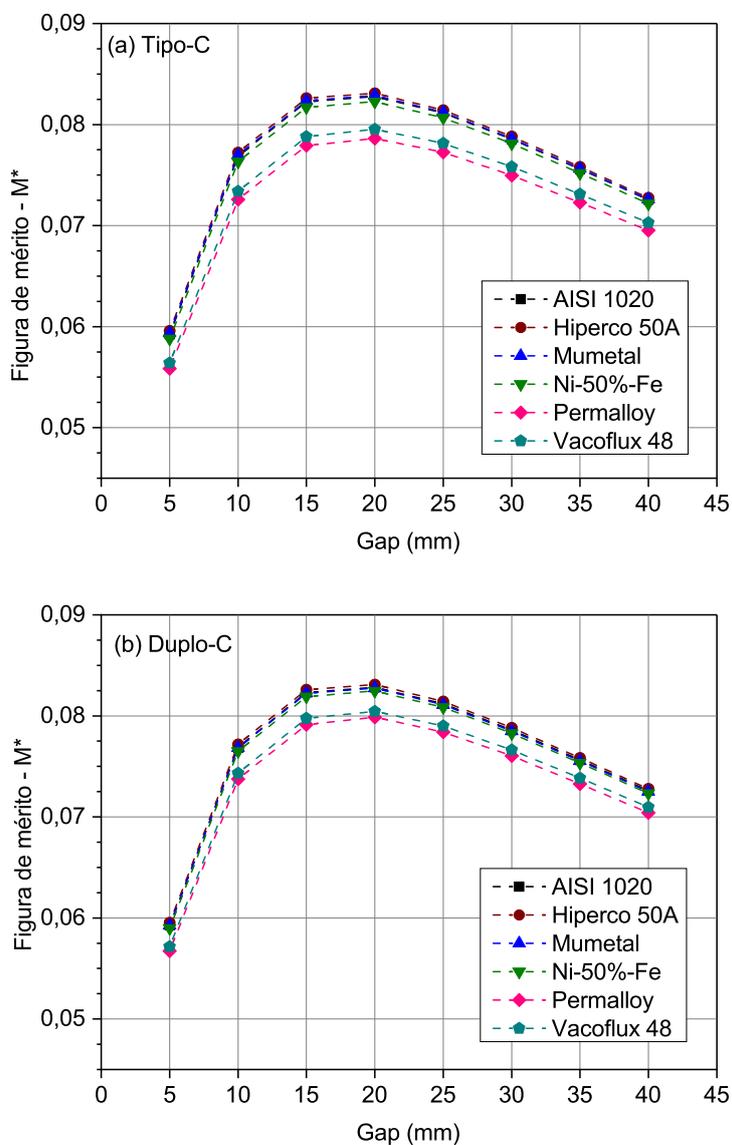
M^* descrevem uma curva côncava, apresentando um valor máximo dentro do intervalo de *gap* avaliado. Esse formato de curva é previsto analiticamente no estudo desenvolvido por Jansen & Abele [74].

Em relação aos valores de *gap* simulados, observa-se um valor mínimo de M^* em 5 mm e um valor máximo em 20 mm para todos os materiais. Para ambos os conjuntos, o maior valor de M^* foi obtido utilizando o Hiperco 50A como material magnético mole (MMM), com valores de M^* de 0,0831 para os ímãs tipo-C e duplo-C. O valor teórico máximo de M^* previsto para qualquer ímã permanente é 0,25, e um arranjo com $M^* \geq 0,1$ é considerado razoavelmente eficiente [72].

Considerando as configurações geométricas mais simples estudadas, e o fato de que nenhuma análise de otimização foi realizada, os valores máximos de M^* obtidos foram considerados satisfatórios. Os menores valores de M^* ocorreram quando a liga Permalloy foi considerada como MMM em ambos os conjuntos, para todos os valores de *gap* simulados. Para um *gap* de 20 mm, os ímãs tipo-C e duplo-C apresentaram M^* de 0,0786 e 0,0799, respectivamente. Utilizando o Hiperco 50A como MMM, obteve-se M^* 5,72% e 4,04% maior para o mesmo *gap* de 20 mm em comparação à Permalloy, para os arranjos tipo-C e duplo-C, respectivamente.

Comparativamente, observa-se que o número de *gaps* não resultou em uma diferença significativa nos valores de M^* entre os dois arranjos testados. Isso pode ter ocorrido devido ao aumento da quantidade de blocos magnetizados. Para o ímã duplo-C, o volume de blocos magnetizados foi o dobro do volume empregado no ímã tipo-C. Esse aumento possivelmente contribuiu para a manutenção do valor de M^* . Logo, embora o ar represente um elemento de relutância no circuito magnético, isso não implica necessariamente em um desempenho inferior do arranjo de ímãs permanentes com mais de um *gap*, desde que o volume de blocos magnetizados aumente na mesma proporção que a quantidade de *gaps* no circuito magnético.

Figura 5.3: Gráficos da figura de mérito M^* em função do tamanho do *gap* dos ímãs tipo-C e duplo-C



Fonte: O autor (2024)

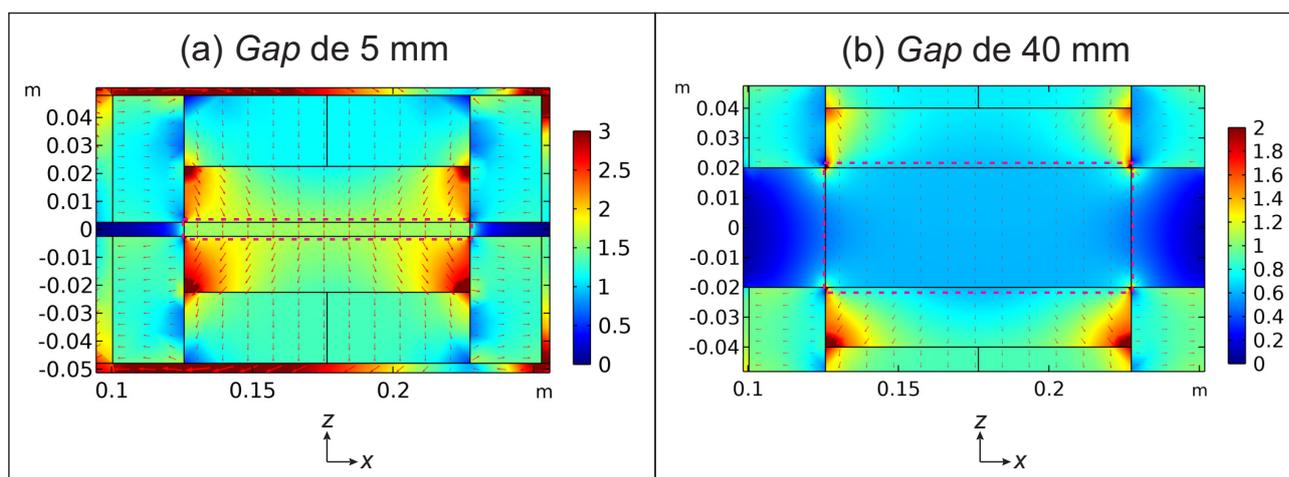
5.1.4 Densidade de fluxo magnético

A Figura 5.4 apresenta o mapa de cores da densidade de fluxo magnético no plano xz : ($y = 0$) para os *gaps* de 5 mm e 40 mm do ímã permanente tipo-C. Na Figura 5.4(a), observa-se que a área do *gap*, indicada por um retângulo tracejado, apresenta uma densidade de fluxo magnético de aproximadamente 1,5 T, representada pela coloração verde-amarelada, conforme a legenda do mapa de cores. Uma densidade de aproximadamente 3 T é observada nos vértices dos

blocos condutores. Como esses blocos possuem cantos vivos, pode ocorrer uma concentração de fluxo nessas regiões, explicando a densidade elevada observada. As setas indicam a direção dos vetores de campo magnético, permitindo observar um campo bem ordenado e distribuído na região do *gap*.

Na Figura 5.4(b), onde o *gap* também é delimitado por um retângulo tracejado, a densidade de fluxo magnético varia entre aproximadamente 0,6 e 0,8 T. Além disso, nota-se uma concentração de densidade elevada nos vértices dos blocos condutores, tanto superior quanto inferior ao *gap*, atingindo cerca de 2 T, embora com menor intensidade em comparação ao caso do *gap* de 5 mm. Essa diferença pode ser explicada pelo aumento do *gap*: quanto maior o *gap*, menor a densidade de fluxo magnético induzida nas proximidades dessa área. Isso é corroborado pelas setas que representam os vetores de campo magnético na Figura 5.4(b), que são menos visíveis em comparação ao caso com *gap* de 5 mm.

Figura 5.4: Distribuição densidade de fluxo magnético do ímã permanente tipo-C no plano xz para os *gaps* de (a) 5 mm e (b) 40 mm



Fonte: O autor (2024)

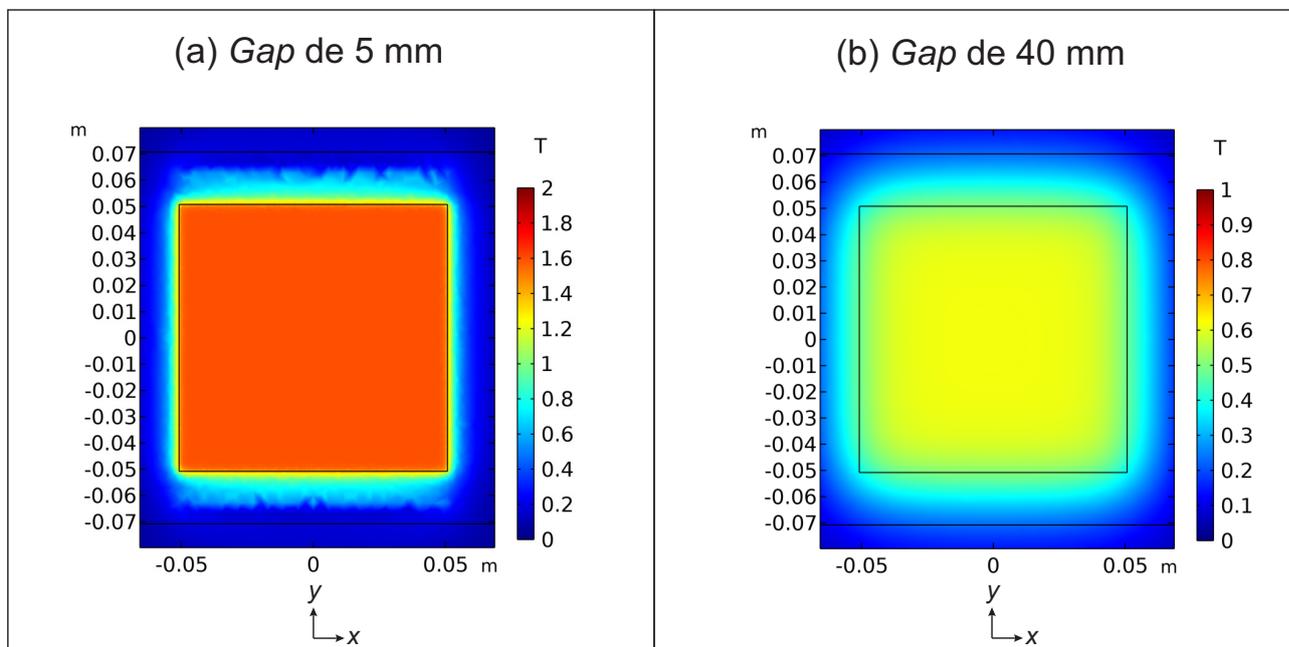
Na Figura 5.5, a distribuição da densidade de fluxo magnético é representada pelo mapa de cores na região do *gap* do ímã tipo-C, para os *gaps* de 5 mm (Figura 5.5(a)) e 40 mm (Figura 5.5(b)). Em ambas as figuras, o *gap* é destacado por um retângulo central. No caso do *gap* de 5 mm, observa-se uma coloração alaranjada, indicando uma densidade de fluxo magnético entre 1,6 e 1,8 T, conforme a legenda do mapa de cores. Ao redor do *gap*, uma pequena área azul-clara indica o fluxo magnético fora da região de interesse, enquanto a coloração azul-escura revela a ausência de densidade de fluxo magnético.

Na Figura 5.5(b), o *gap* apresenta uma coloração amarelo-esverdeada, indicando uma densidade de fluxo entre 0,5 e 0,6 T, similar à observada na Figura 5.4(b) para o mesmo *gap* de 40 mm. Nota-se também uma área maior de densidade de fluxo magnético na fronteira externa do *gap* em comparação com o caso de 5 mm. Esse comportamento pode estar relacionado

ao aumento da abertura do circuito magnético: uma maior distância entre os polos do ímã tende a provocar maior dispersão das linhas de campo, resultando em uma densidade de fluxo magnético menor e menos concentrada.

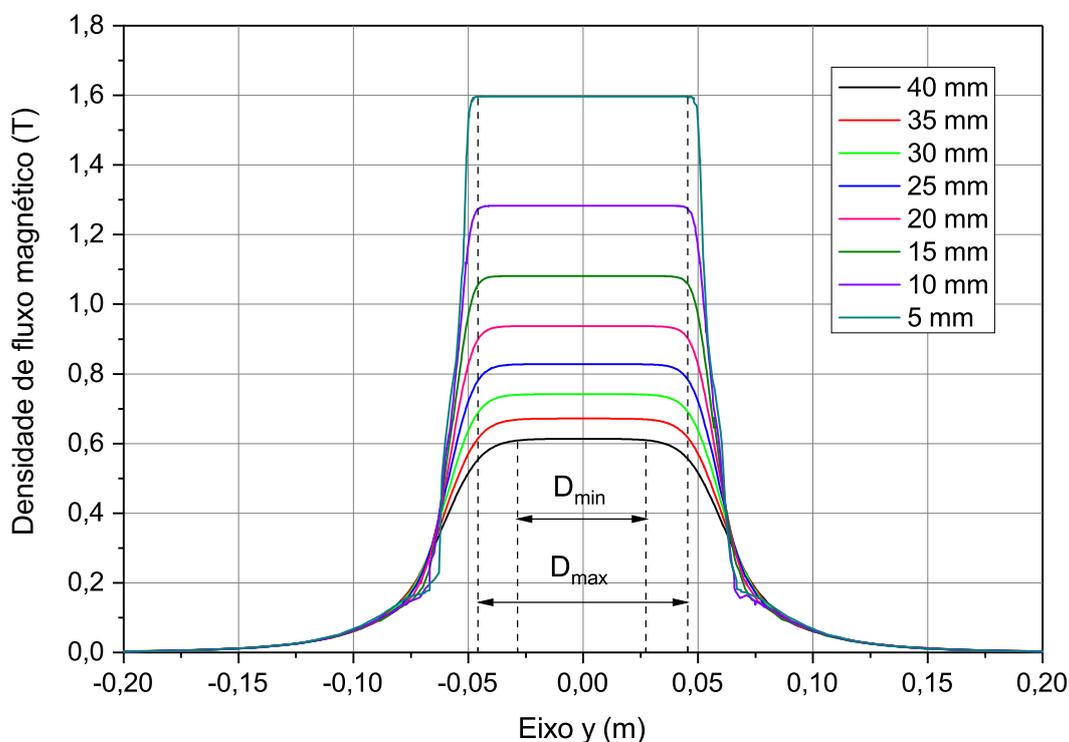
Ambos os casos mostram uma densidade de fluxo homogênea dentro da região do *gap*. No entanto, observa-se um vazamento de campo mais acentuado no caso com *gap* de 40 mm, pois a região externa imediata à área de interesse exibe um campo magnético diferente de zero. Um comportamento semelhante é observado no *gap* de 5 mm, mas em uma área menor. Para uma análise mais detalhada desse comportamento, a Figura 5.6 apresenta as curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do eixo *y* para todos os valores do *gap* no ímã permanente tipo-C. O comprimento total do *gap*, alinhado ao longo do eixo *y*, é de 101,6 mm, conforme o design do ímã permanente. À medida que o *gap* diminui ao longo do eixo *z*, a região com maior densidade de fluxo magnético ao longo do eixo *y* se expande. O *gap* de 40 mm apresenta a menor extensão dessa região, com $D_{min} = 56$ mm, enquanto o *gap* de 5 mm apresenta a maior extensão, com $D_{max} = 90$ mm. Isso representa um aumento de 60%, o que pode impactar o desempenho do sistema associado ao ímã permanente. No entanto, é importante destacar que, embora um *gap* maior resulte em um platô menor de densidade de fluxo máximo, ele permite acomodar um volume maior de material magnético dentro do *gap*. A homogeneidade do campo magnético em sistemas magnetocalóricos é desejável, pois oferece vantagens ao reduzir erros e permitir simplificações nos modelos físicos.

Figura 5.5: Distribuição da densidade do fluxo magnético na região do *gap* do ímã tipo-C. (a) *gap* com 5 mm e (b) *gap* com 40 mm, ambas no plano *xy* ($z = 0$)



Fonte: O autor (2024)

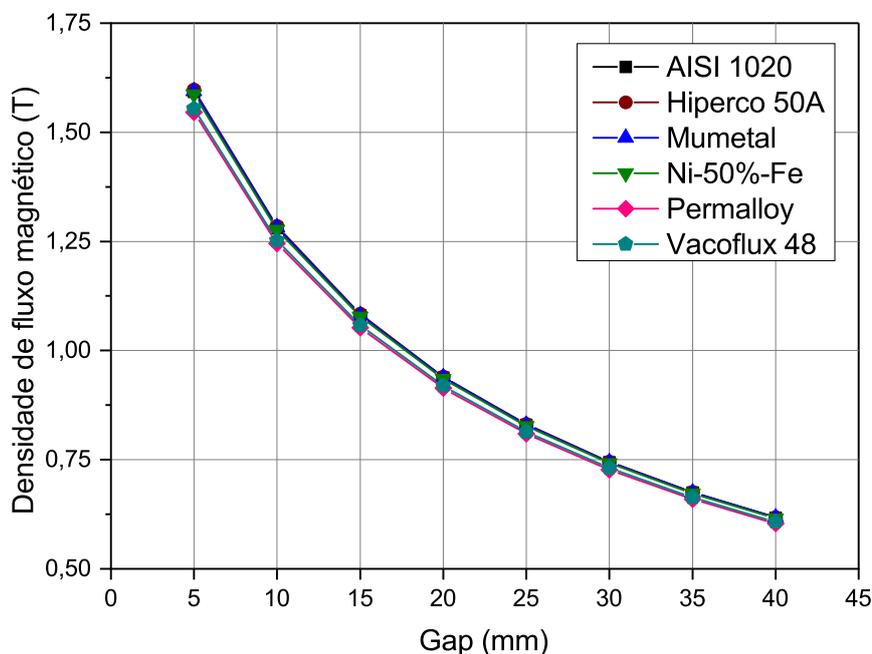
Figura 5.6: Densidade de fluxo magnético ao longo do eixo y para vários valores de lacuna do ímã permanente tipo-C



Fonte: O autor (2024)

A Figura 5.7 exibe a densidade de fluxo magnético média (B_{med}) em função do tamanho do *gap* do ímã permanente tipo-C, sendo que o valor de B_{med} foi calculado a partir da Eq. (4.8). Ao analisar a relação entre a densidade de fluxo e o tamanho do *gap*, observa-se uma diminuição na intensidade de B_{med} à medida que o tamanho do *gap* aumenta, o que é esperado. Além disso, verifica-se que todos os materiais magnéticos moles (MMMs) simulados apresentaram pouca variação em B_{med} para os mesmos valores de *gap*, com cada material exibindo comportamento semelhante na curva de B_{med} .

Com base nesses resultados, pode-se inferir que a permeabilidade magnética relativa máxima não influenciou diretamente os valores de B_{med} , apesar das diferenças significativas entre os materiais em termos de permeabilidade magnética relativa de pico. Assim, dentro do escopo das simulações, é provável que os MMMs estejam operando na região de saturação da densidade de fluxo magnético, onde não há variações significativas nos valores de permeabilidade magnética relativa.

Figura 5.7: Relação entre a densidade de fluxo magnético média e *gap* para o ímã tipo-C

Fonte: O autor (2024)

5.1.5 Força magnetostática

A Figura 5.8 ilustra a força magnetostática exercida pelo ímã tipo-C sobre o conjunto de 24 placas de Gd dispostas paralelamente, com hiperco 50A utilizado como material magnético mole no ímã permanente. Examinando a Figura 5.8(a), que apresenta as curvas de força magnetostática para o caso em que a massa de Gd não varia com o *gap*, observa-se que a magnitude da força aumenta à medida que o *gap* diminui. Essa observação está em conformidade com as expectativas, pois um *gap* menor corresponde a uma maior densidade de fluxo magnético, diretamente proporcional à força magnetostática. Notavelmente, para todos os valores de *gap*, a magnitude da força é pequena para posições próximas a $y = 0$, mas aumenta significativamente na faixa de posição intermediária de 25 a 100 mm, antes de diminuir à medida que o conjunto de placas se afasta do *gap* e se aproxima do ponto de 150 mm.

A Figura 5.8(b) apresenta as curvas de força magnetostática para o caso em que a massa das placas de Gd varia com o tamanho do *gap*. Nesse caso, observa-se um comportamento distinto em comparação aos casos em que a massa das placas é constante. A magnitude da força magnetostática é maior quando o *gap* é menor. Esse resultado pode ser atribuído à atração exercida sobre as placas para dentro do *gap*. Embora a densidade de fluxo magnético seja menor quando o *gap* é maior, a intensidade da força magnética maior pode estar relacionada à quantidade de material submetido ao campo magnético. Assim, a quantidade de material

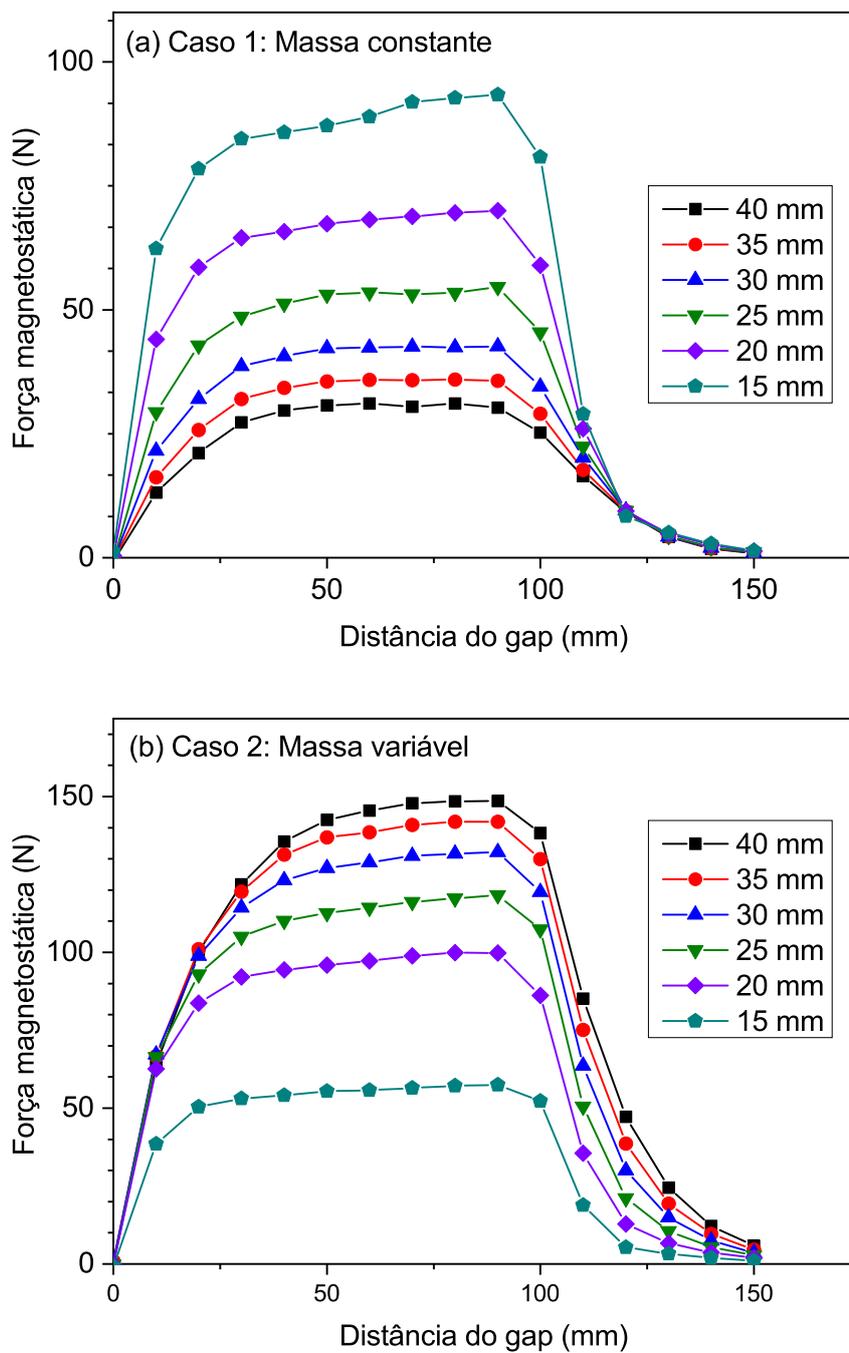
magnetocalórico se torna mais influente na determinação da força do que a intensidade do campo magnético. Vale destacar, nesse caso, a suavidade exibida pelas curvas de força ao longo do eixo y para todos os valores de gap , sugerindo uma tendência consistente.

Considerando as variações nas condições de simulação entre os casos 1 e 2, como ilustrado na Figura 4.5, a densidade média da força magnetostática para cada valor de gap foi calculada para facilitar uma análise comparativa padronizada. Para ambos os casos, a área sob as curvas na Figura 5.8 foi calculada e, posteriormente, normalizada pela massa correspondente de Gd para cada configuração específica. Essa razão foi denotada como densidade de energia magnética (em $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$) e é apresentada na Figura 5.9.

Em ambos os casos, observa-se que a densidade de energia magnética diminui à medida que o tamanho do gap aumenta, o que está em consonância com o esperado, pois $gaps$ maiores resultam em uma redução na densidade de fluxo magnético. Para um gap de 15 mm, a densidade de energia magnética é semelhante em ambos os casos, principalmente devido à quantidade quase idêntica de massa de Gd. No entanto, no caso 2 (onde a massa de Gd varia com o gap), valores maiores de gap levam a uma maior densidade de força, com uma diferença máxima de 29% para um gap de 40 mm e uma diferença mínima para um gap de 15 mm.

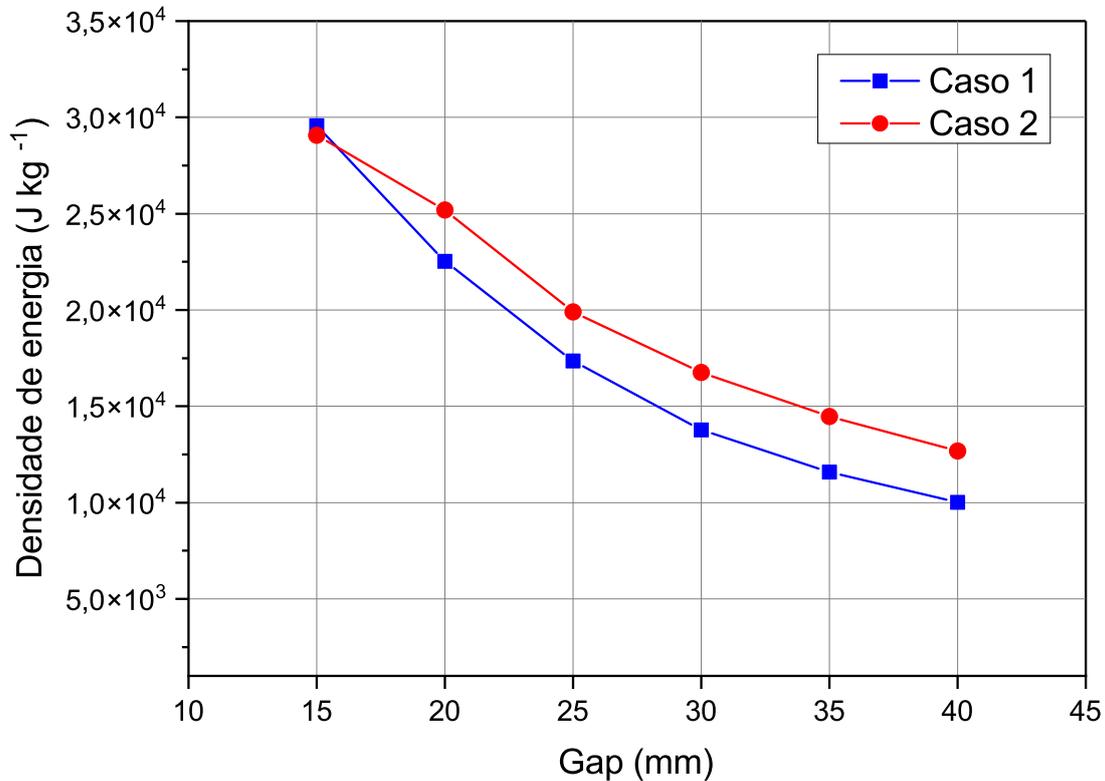
Embora os processos térmicos ainda não tenham sido considerados nesta etapa do trabalho, os resultados sugerem que a adoção de arranjos magnéticos com $gaps$ maiores em dispositivos termomagnéticos — permitindo acomodar um maior volume de material magnetocalórico dentro do gap — pode resultar em uma maior densidade de força magnética, mesmo com a redução da densidade de fluxo magnético.

Figura 5.8: Força magnetostática induzida em um conjunto de placas paralelas de gadolínio pelo ímã permanente tipo-C ao longo do eixo y , medida em diferentes distâncias da origem para vários valores de gap . (a) Caso 1: Massa constante de Gd. (b) Caso 2: Massa variável de Gd



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.9: Densidade de energia relacionada à força magnetostática atuante no conjunto de Gd para os casos 1 e 2



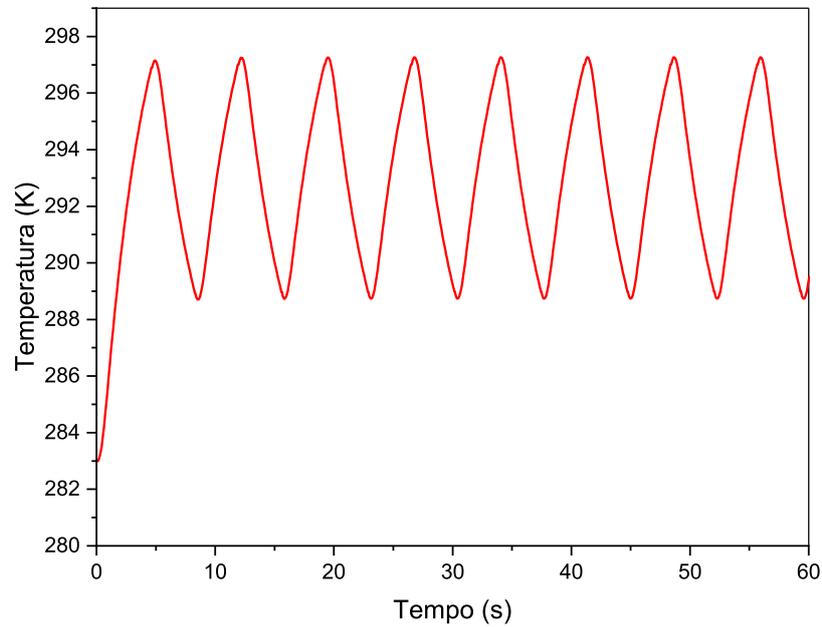
Fonte: O autor (2024)

5.2 Motor termomagnético

5.2.1 Resultados preliminares

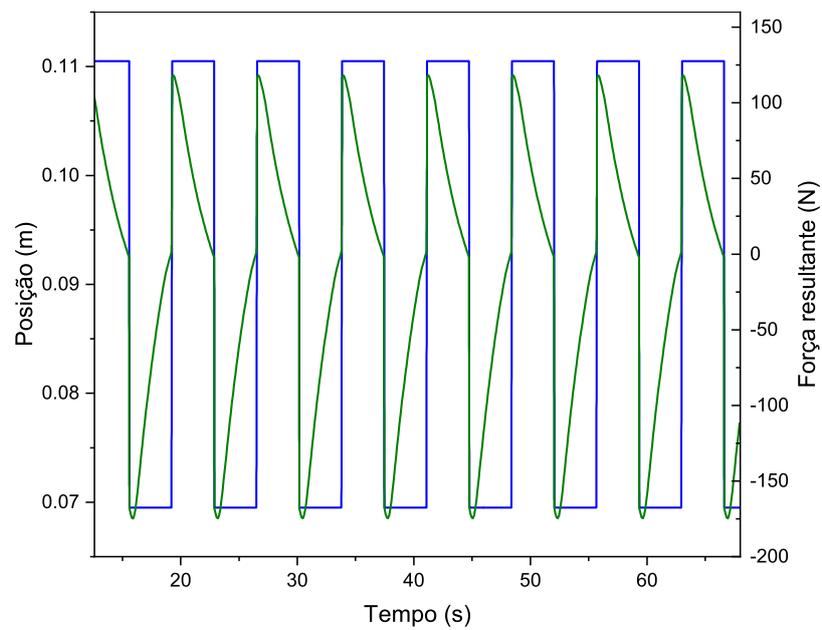
A seguir, são apresentados os gráficos de temperatura (Figura 5.10), força resultante (Figuras 5.11 e 5.12), posição (Figura 5.11) e potência (Figura 5.13), todos em função do tempo de operação do motor termomagnético. Esses parâmetros foram obtidos a partir da simulação do funcionamento do motor termomagnético, considerando Gd como material magnetocalórico (MMC) do trocador de calor magnético (TCM), e os reservatórios térmicos com temperaturas $T_q = 302$ K e $T_f = 282$ K. Uma intensidade de 210,1 N foi considerada como a força de restituição do sistema.

Figura 5.10: Temperatura média do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando Gd como MMC



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.11: Posição e força resultante do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando Gd como MMC



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.12: Força resultante durante um ciclo do motor com indicação dos processos executados pelo TCM considerando Gd como MMC

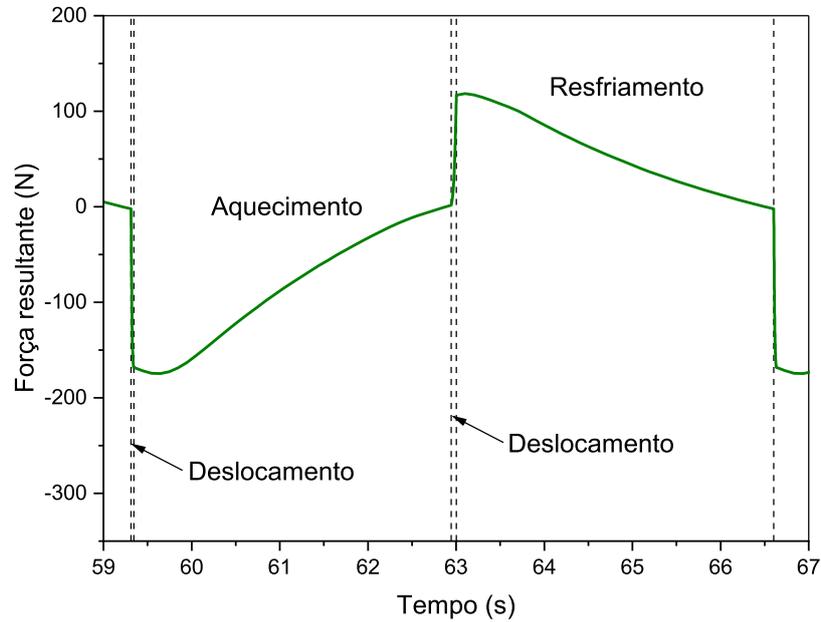
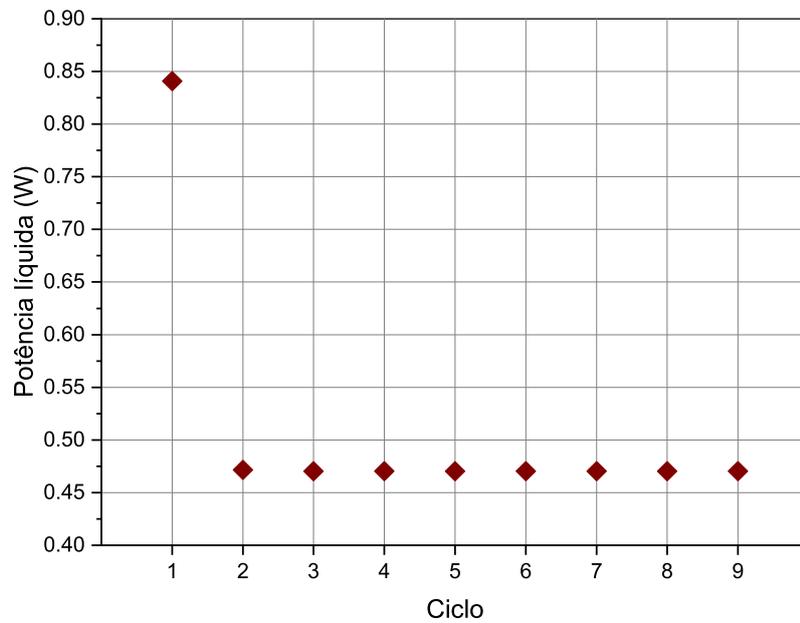


Figura 5.13: Potência líquida por ciclo do motor considerando Gd como MMC



A temperatura média do MMC nos primeiros 60 s de operação do motor é apresentada na Figura 5.10. Inicialmente, as placas estão à temperatura do reservatório térmico frio (283 K), o que faz com que o primeiro processo de aquecimento seja mais longo que os subsequentes, como mostrado no gráfico. Após atingir a temperatura máxima e mover-se até a região de baixo campo magnético (RBCM), a temperatura do TCM diminui devido ao resfriamento. A partir do terceiro ciclo, a variação de temperatura se estabiliza, repetindo-se. A temperatura média máxima no aquecimento foi de 297,018 K, e a mínima no resfriamento foi de 288,982 K, resultando numa média de 293 K. Essa temperatura média corresponde à T_C aproximada do Gd e também à temperatura média dos reservatórios térmicos, indicando que a operação do motor foi centrada na T_C , como inicialmente previsto. Nessa temperatura, o material passa da fase ferromagnética para a fase paramagnética no aquecimento, e o inverso ocorre no resfriamento.

A Figura 5.11 exibe a posição e a força resultante do TCM ao longo do tempo de operação do motor termomagnético. A posição oscila entre 0,1105 m e 0,0695 m, correspondendo aos limites de deslocamento do TCM. O aquecimento ocorre enquanto o TCM está na posição de 0,1105 m, e o resfriamento, na posição de 0,0695 m. O deslocamento entre esses extremos acontece quase instantaneamente, como esperado. A alta magnitude da força resultante provoca um rápido movimento do TCM, atingindo velocidades elevadas durante o deslocamento. A Figura 5.12 destaca a variação de F_r ao longo de um ciclo completo, detalhando os quatro processos executados pelo TCM.

O primeiro processo é o deslocamento do TCM da RBCM para a região de alto campo magnético (RACM), que ocorre rapidamente. Inicia-se aos 59,3129 s e termina aos 59,3446 s, com uma duração total de 0,0317 s, coerente com a variação da posição observada na Figura 5.11. Durante esse processo, F_r cai rapidamente de -2,15 N para -168,18 N. O sinal negativo reflete a convenção adotada: a força magnética atua à esquerda e a força de restituição à direita. À medida que o TCM se desloca para uma região de campo magnético mais intenso, o módulo da força magnética aumenta, contribuindo para a variação rápida de F_r . Com relação ao rápido deslocamento do TCM, um resultado similar foi relatado por Corrêa et al. [41], que estudou numericamente um motor termomagnético linear com retorno por mola. O movimento entre os extremos do curso nesse estudo ocorre em aproximadamente 10^{-2} s.

O segundo processo, o aquecimento, começa logo após o deslocamento e dura até 62,9446 s, totalizando 3,6 s. Durante o aquecimento, a força resultante inicialmente diminui até um valor mínimo e depois aumenta, alcançando 1,49 N ao final. O aumento da temperatura reduz a magnetização do TCM, o que diminui a força magnética. A redução inicial de F_r durante o aquecimento indica um aumento temporário da força magnética, que pode ser explicado pela presença de água fria residual do resfriamento anterior, que aumenta a magnetização até ser expulsa do TCM, permitindo o aumento de F_r .

Após o aquecimento, o TCM se desloca da RACM para a RBCM, como mostrado na Figura 5.12. Esse movimento, assim como o anterior, é rápido, levando apenas 0,0583 s para completar. Durante esse deslocamento, F_r aumenta abruptamente, uma vez que a força magnética diminui enquanto a força de restituição aumenta.

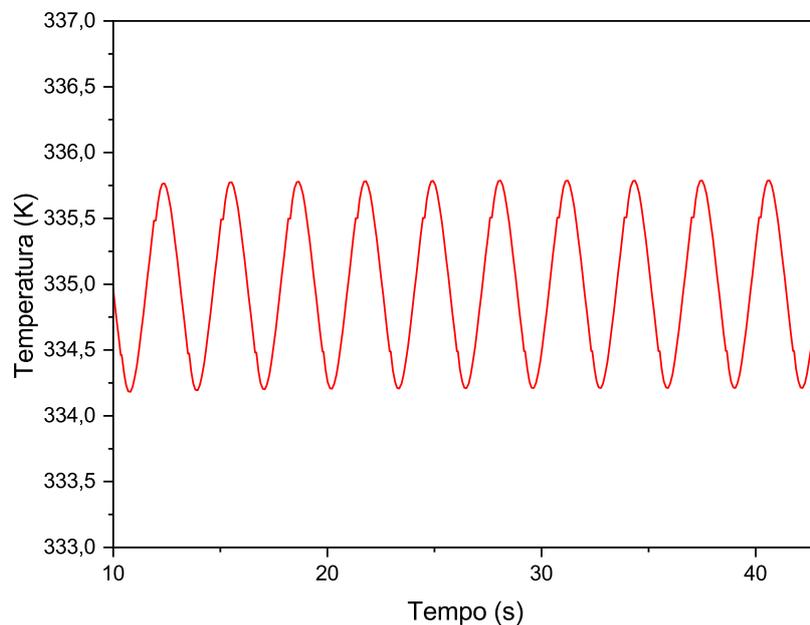
No processo final, o resfriamento, F_r aumenta levemente no início e depois diminui, atingindo -2,16 N ao final do ciclo. O tempo total de resfriamento foi de 3,6 s, igual ao tempo de aquecimento, o que se deve ao fato de a temperatura média dos reservatórios térmicos ser

igual à T_C do TCM. O ciclo completo do motor dura 7,29 s, sendo que 98,76% desse tempo é dedicado aos processos de troca térmica. Portanto, otimizar esses processos pode melhorar o desempenho do motor.

A Figura 5.13 apresenta a variação da potência líquida do motor termomagnético ao longo de múltiplos ciclos de operação, em que Gd é utilizado como MMC. No primeiro ciclo, observa-se uma potência líquida elevada, atingindo 0,84 W. Isso pode ser explicado pelo fato de que, no início da operação, o MMC se encontra na temperatura do reservatório frio, ou seja, o motor ainda não atingiu a condição de regime permanente de operação. A partir do segundo ciclo, a potência tende a se estabilizar, no entanto, é somente a partir do quinto ciclo que o valor constante de 0,4703 W se repete nos ciclos subsequentes. Logo, o motor tende a apresentar um regime de operação estável após o ciclo inicial, proporcionando uma potência líquida aproximadamente constante. Essa estabilização indica que, para o caso simulado, o motor termomagnético se adapta às condições de operação, com menor dissipação de energia e um desempenho mais consistente após o primeiro ciclo.

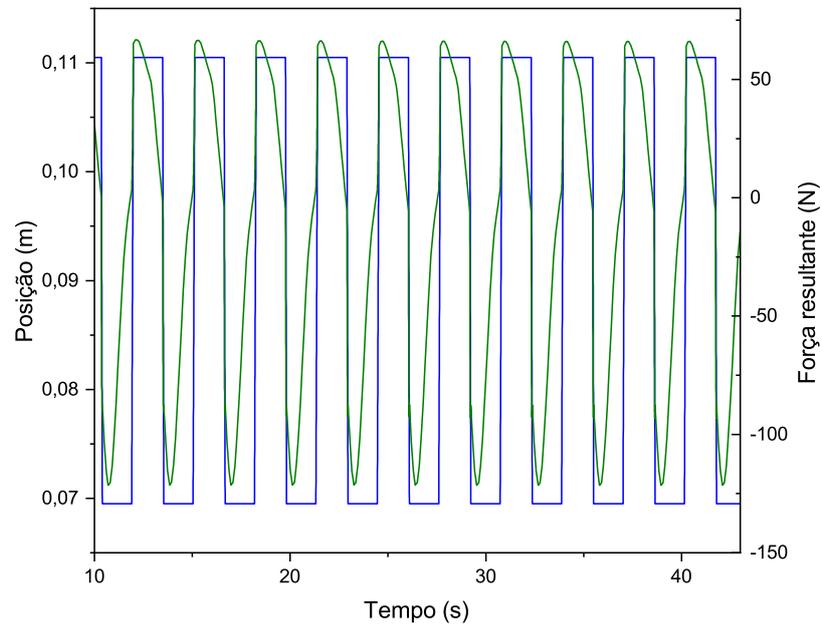
A seguir são apresentados os gráficos de alguns parâmetros obtidos a partir da simulação do funcionamento do motor termomagnético considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM e tendo como condições $T_q = 345 \text{ K}$, $T_f = 325 \text{ K}$ e $F_b = 110,22 \text{ N}$.

Figura 5.14: Temperatura média do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC



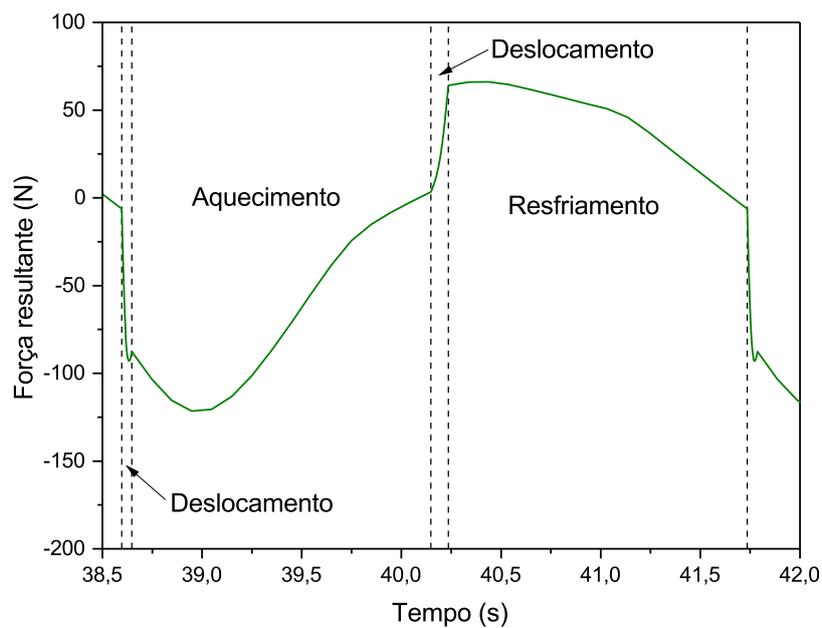
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.15: Posição e força resultante do TCM ao longo do tempo de operação do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC



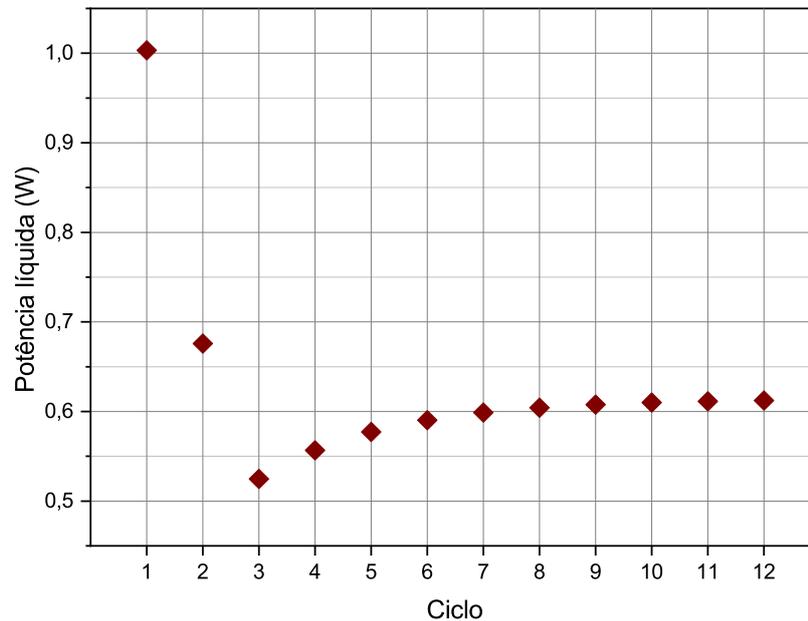
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.16: Força resultante durante um ciclo do motor com indicação dos processos executados pelo TCM considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.17: Potência líquida por ciclo do motor considerando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC



Fonte: O autor (2024)

A Figura 5.14 mostra o gráfico da temperatura média no material magnetocalórico (MMC) do trocador de calor magnético (TCM) em função do tempo em uma faixa em que o motor se encontra em regime permanente. Durante o aquecimento, a temperatura média máxima atingida pelas placas de MCM foi de 335,5071 K e, durante resfriamento, a temperatura média mínima foi de 334,4924 K. Entretanto, a temperatura máxima do ciclo foi de 335,7880 K, durante o processo de resfriamento. Durante a operação do motor, a temperatura média das placas oscila entre 335,7844 K, registrada durante o processo de resfriamento, e 334,2116 K, registrada durante o processo de aquecimento. O fato da temperatura máxima ocorrer durante o processo de resfriamento pode ser explicado pela água quente que permanece no TCM durante o processo de deslocamento subsequente ao processo de aquecimento e que ainda troca calor com o sólido no início do processo de resfriamento, quando a água fria é bombeada para dentro do TCM. Devido ao pequeno intervalo de tempo entre as iterações ($\Delta t = 0,1$ s), foi possível observar essa histerese térmica no comportamento da temperatura média do MMC. De modo análogo, a menor temperatura média durante o aquecimento ocorre pelo resquício da água fria no TCM antes do completo aquecimento.

A temperatura média de operação do sistema foi de 334,998 K, valor muito próximo da T_C do material (335,0 K), como previsto inicialmente ao estabelecer a diferença de temperaturas dos reservatórios térmicos igual à T_C do material. Ao comparar esse resultado com o caso em que Gd é utilizado como MCM, observamos que, para a mesma diferença de temperatura dos reservatórios, o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ resultou em uma menor variação de temperatura de operação. Enquanto o Gd apresentou uma diferença máxima de 8,52 K, o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ teve uma diferença de apenas 1,01 K. Essa diferença pode ser atribuída à natureza da transição

de fase magnética de cada material: como o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{Hy}$ apresenta TFPO, a variação de magnetização na T_C é mais abrupta, induzindo uma variação mais rápida da F_r com uma menor variação de temperatura.

A Figura 5.15 mostra a posição (em azul) e a força resultante (em verde) do TCM em função do tempo de operação. Observa-se que, da mesma forma que no caso do Gd, o TCM oscila entre as posições 0,1105 m e 0,0695 m, nas quais ocorrem os processos de resfriamento e aquecimento, respectivamente. A força resultante, também mostrada nessa figura, é detalhada ao longo de um ciclo completo na Figura 5.16.

Os processos realizados pelo motor são delimitados por linhas pontilhadas verticais. O deslocamento da RBCM para a RACM inicia-se aos 38,597 s e dura um total de 0,0508 s. Durante esse deslocamento, F_r diminui abruptamente devido ao aumento da ação de F_m , que aponta no sentido da RACM.

No início do processo de aquecimento, aos 38,6478 s, F_r continua a diminuir, pois ainda ocorre troca térmica entre o MCM e a água fria remanescente no TCM do ciclo anterior de resfriamento. À medida que a água quente flui através do TCM, a temperatura média das placas aumenta, levando ao aumento de F_r pela intensificação da influência de F_b (110,22 N).

O processo de aquecimento dura 1,50 s, sendo interrompido quando F_r atinge um valor positivo, momento em que o TCM inicia o deslocamento da RACM para a RBCM, causando um rápido aumento em F_r . O deslocamento dura 0,088 s. Ao final desse curso, inicia-se o processo de resfriamento, no qual F_r é reduzida à medida que a temperatura das placas diminui.

Ao atingir um valor negativo, o processo de resfriamento é interrompido, e o TCM reinicia o ciclo. O resfriamento dura um total de 1,50 s, resultando em um período total do ciclo de 3,1388 s, um valor 56,9438% menor que o período do motor com Gd. Assim como no caso do Gd, o período de troca térmica no ciclo com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{Hy}$ representa a maior fração do ciclo, totalizando 95,58%. Portanto, em ambos os casos, o período de troca térmica é um fator limitante importante para o desempenho do motor.

A Figura 5.17 mostra a potência como função dos ciclos executados pelo motor. No primeiro ciclo, o motor apresenta potência de 1 W e diminui nos ciclos subsequentes. No terceiro ciclo, atinge o menor valor, de 0,5246 W. A partir desse ciclo, a potência volta a aumentar e tende a estabilizar em torno de 0,61 W, que corresponde a uma potência 29,70% maior em relação ao motor com Gd. Entretanto, o motor atinge o regime permanente de operação mais rapidamente ao se utilizar o Gd. No motor com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{Hy}$, a potência atinge 99% do valor final no 9º ciclo, enquanto que com Gd, o motor atinge esse valor já no 2º ciclo. Apesar das simulações indicarem potência maior utilizando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{Hy}$, a histerese térmica e magnética não foram levadas em conta nos processos executados pelo motor.

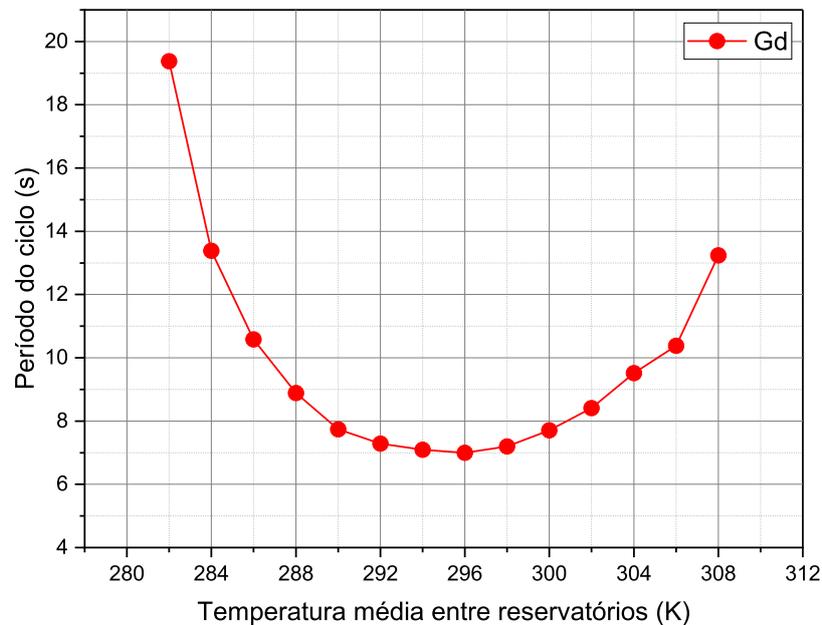
5.2.2 Variação da temperatura dos reservatórios térmicos

5.2.2.1 Diferença de temperatura constante entre os reservatórios térmicos

As Figuras 5.18 e 5.19 exibem, respectivamente, o período e a potência como função da temperatura média entre os reservatórios térmicos, considerando Gd como MCM no motor. Uma diferença constante de 20 K foi considerada nas simulações para esse caso, em que T_f e T_q foram variados. Nota-se que o período do ciclo diminui com o aumento da temperatura

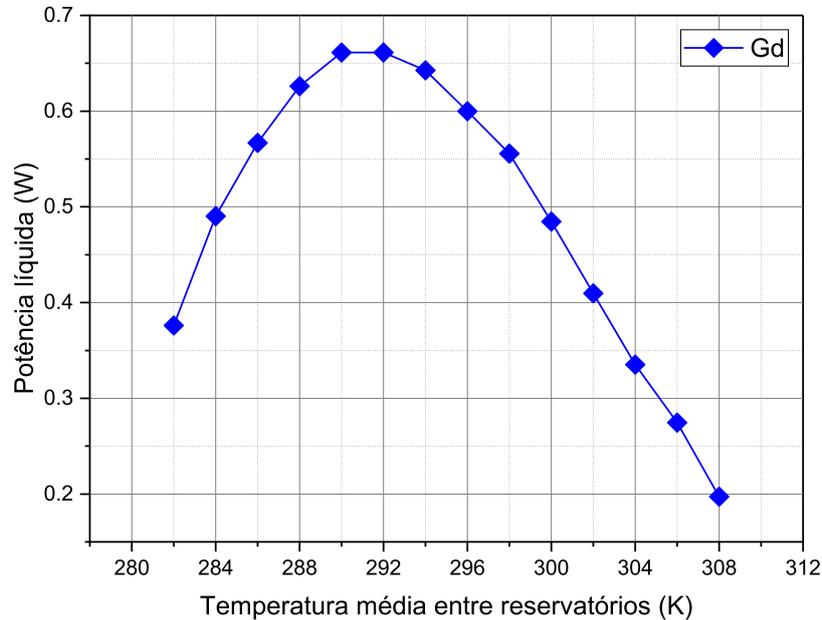
média até atingir o valor mínimo de 6,9956 s, a 296 K, quando T_f e T_q são, respectivamente, 284 e 304 K. A partir desse ponto, o período volta a aumentar, com o valor máximo ocorrendo em 282 K, quando o período é de 19,379 s, o que representa uma diferença de 63,39% em relação ao maior valor. Logo, a temperatura dos reservatórios influencia diretamente o período do ciclo, mesmo com a diferença de temperatura entre eles sendo constante. Com relação à potência, observa-se o comportamento inverso. Com o aumento da temperatura média, a potência aumenta até atingir o valor máximo de 0,6614 W em 292 K. A partir desse ponto, a potência diminui até atingir o valor mínimo de 0,1973 W a 308 K. Observa-se que os valores ótimos tanto do período do ciclo quanto da potência líquida ocorreram nas proximidades de T_C do Gd, como esperado. Bessa et al. [36] reportaram que maiores valores de trabalho específico são obtidos quando o material opera em torno de sua T_C .

Figura 5.18: Período do ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o Gd como MMC do TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.19: Potência líquida por ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o Gd como MMC do TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

As Figuras 5.20 e 5.21 mostram o comportamento do período e da potência líquida, respectivamente, como função da temperatura média entre os reservatórios térmicos, utilizando $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MCM. Nesse caso, foi considerada uma diferença de temperatura constante de 20 K entre os reservatórios.

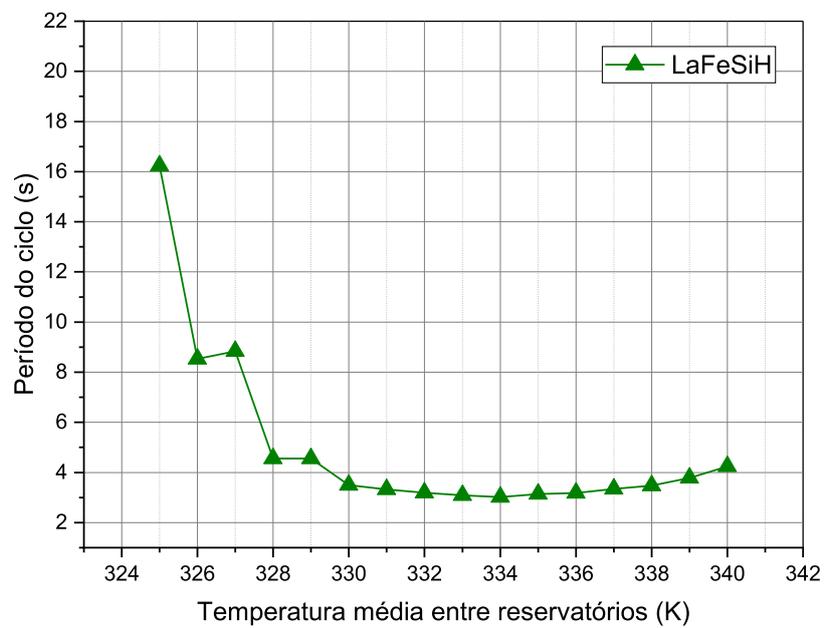
Para temperaturas médias até 324 K, o motor não executou nenhum ciclo, resultando em período infinito e potência nula, como se observa na curva de potência na Figura 5.21. A partir de uma temperatura média de 325 K, o motor passa a operar, e, com o aumento da temperatura média, observa-se uma tendência de redução do período e aumento da potência líquida. O menor período, de 3,0196 s, ocorre a 334 K. Acima dessa temperatura, o período volta a aumentar.

A potência líquida atinge seu valor máximo, de 0,6129 W, a 335 K. No entanto, ao contrário do motor com Gd, que exibe uma curva de potência mais regular, o motor com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresenta algumas oscilações nessa curva. Por exemplo, a potência a 334 K é menor do que a observada a 333 K. Esse comportamento pode estar relacionado à natureza do estudo numérico: a magnetização desse material varia intensamente em uma faixa estreita de temperatura próxima à T_C , o que pode induzir grandes flutuações no cálculo da força magnética ao considerar dois pontos discretos.

Do ponto de vista dos melhores resultados obtidos por cada material, observa-se que o $\text{LLa}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresentou um período 56,84% menor, enquanto o Gd apresentou uma potência líquida 7,91% maior. Ambos os parâmetros impactam diretamente a eficiência do motor. Assim, novos estudos focados na eficiência podem trazer hipóteses mais concretas para a escolha do MCM no motor termomagnético.

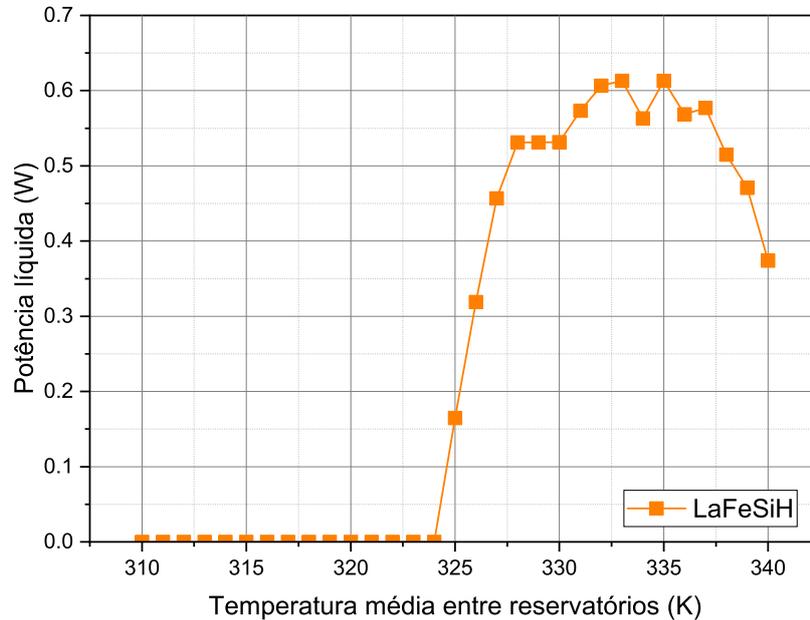
O sistema PV/T

Figura 5.20: Período do ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.21: Potência líquida por ciclo em função da temperatura média entre os reservatórios térmicos para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

5.2.2.2 Diferença de temperatura variável entre os reservatórios térmicos

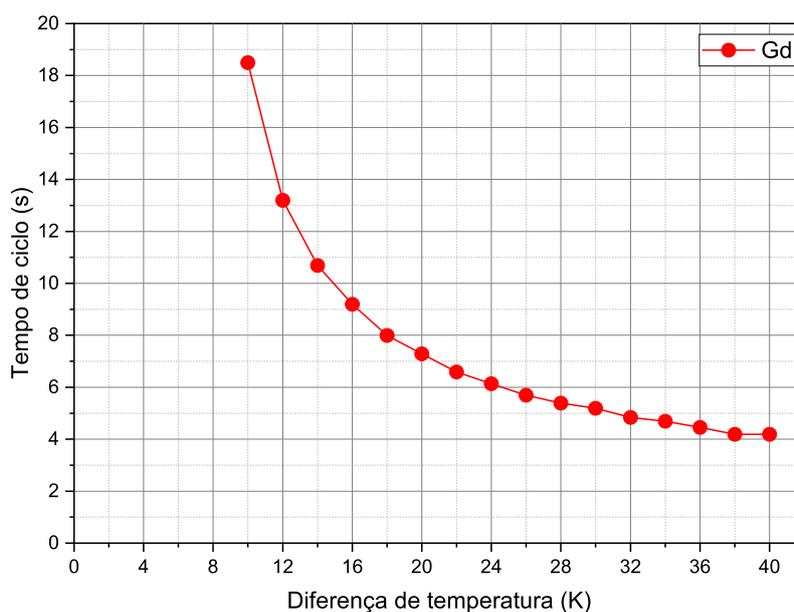
Nesta seção, são apresentados os resultados do período do ciclo e da potência líquida em função da variação da diferença de temperatura entre os reservatórios térmicos, considerando uma temperatura central fixa. As Figuras 5.22 e 5.23 mostram o comportamento do período e da potência líquida para o gadolínio, enquanto as Figuras 5.24 e 5.25 exibem esses mesmos parâmetros para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$.

Para o motor com Gd, a temperatura média foi fixada em 292 K, e o passo da diferença de temperatura entre as simulações foi de 2 K. Em diferenças inferiores a 10 K, o motor não operou, apresentando período infinito e potência nula, como mostra a Figura 5.23. Com uma diferença de 10 K, o motor começou a operar, e com o aumento da diferença de temperatura, o período do ciclo diminuiu e a potência líquida aumentou. Observa-se que, para diferenças de temperatura elevadas, o período tende a se estabilizar, enquanto a potência líquida cresce de forma aproximadamente linear. Para uma diferença de 40 K, o período foi de 4,1857 s e a potência líquida, 1,1129 W.

No caso do motor com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$, a temperatura média foi centrada em 335 K, mantendo-se as mesmas condições de simulação aplicadas ao Gd. Nesse caso observa-se um comportamento similar, com o período diminuindo e a potência aumentando conforme a diferença de temperatura cresce. As variações de período são maiores para pequenas diferenças de temperatura e tendem a se reduzir com o aumento da diferença. Para a menor diferença de temperatura (2 K), o período e a potência foram de 22,655 s e 0,1307 W, respectivamente, e para a maior diferença (14 K), esses valores foram de 3,7971 s e 0,7794 W.

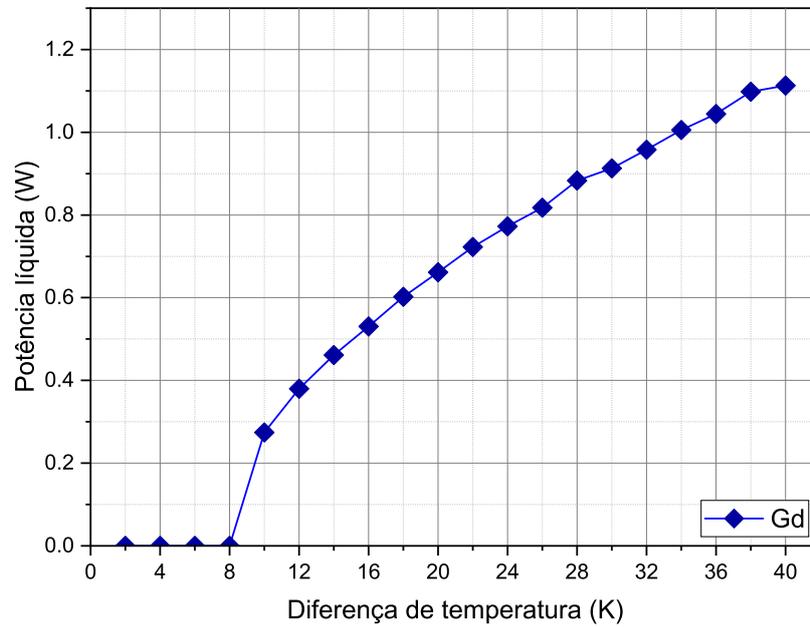
Ao comparar os motores com Gd e $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$, nota-se que o segundo operou para todas as diferenças de temperatura simuladas. Esse comportamento pode estar relacionado à natureza do material: como o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresenta TFPO, a derivada da magnetização é elevada nas proximidades de T_C . Assim, mesmo com pequenas diferenças de temperatura, a força magnética induzida é suficiente para manter o motor em operação.

Figura 5.22: Período do ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 292\text{ K}$ para o Gd como MMC do TCM do motor



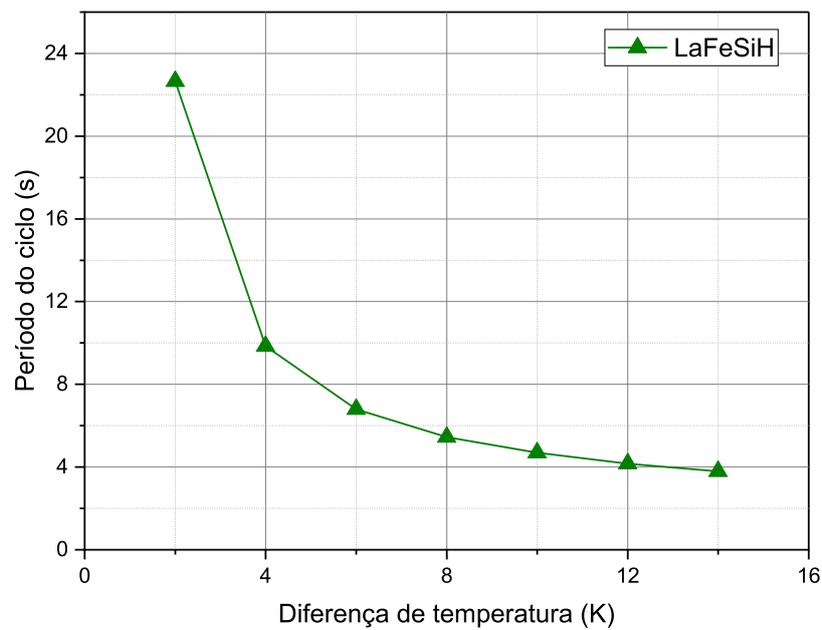
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.23: Potência líquida por ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 292$ K para o Gd como MMC do TCM do motor



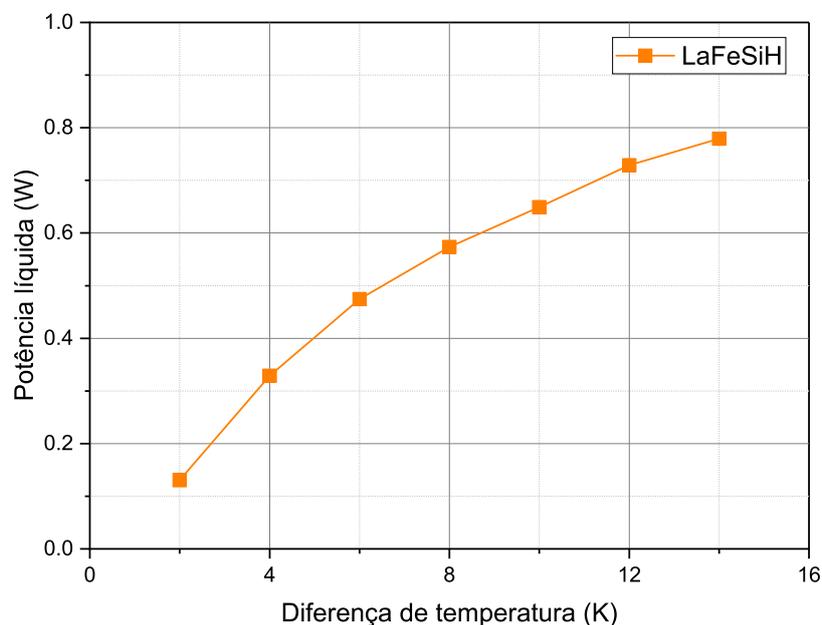
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.24: Período do ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 335$ K para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.25: Potência líquida por ciclo em função da diferença de temperatura dos reservatórios térmicos a partir de $T = 335$ K para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MMC do TCM do motor



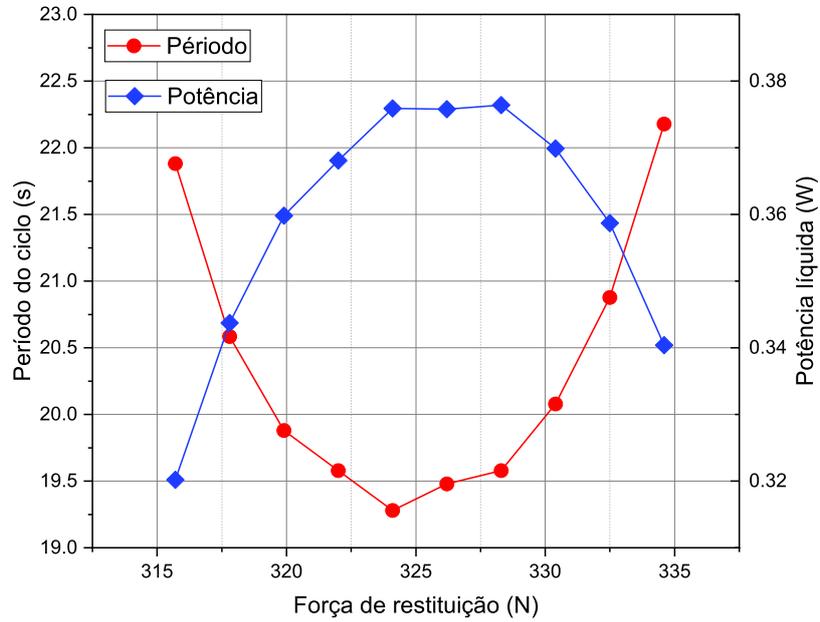
Fonte: O autor (2024)

5.2.3 Força de restituição variável

Nesta seção, são apresentados os resultados do período do ciclo e da potência líquida em função da variação da força de restituição (F_b) aplicada ao TCM, considerando três faixas de temperatura e uma diferença fixa de 20 K entre os reservatórios térmicos.

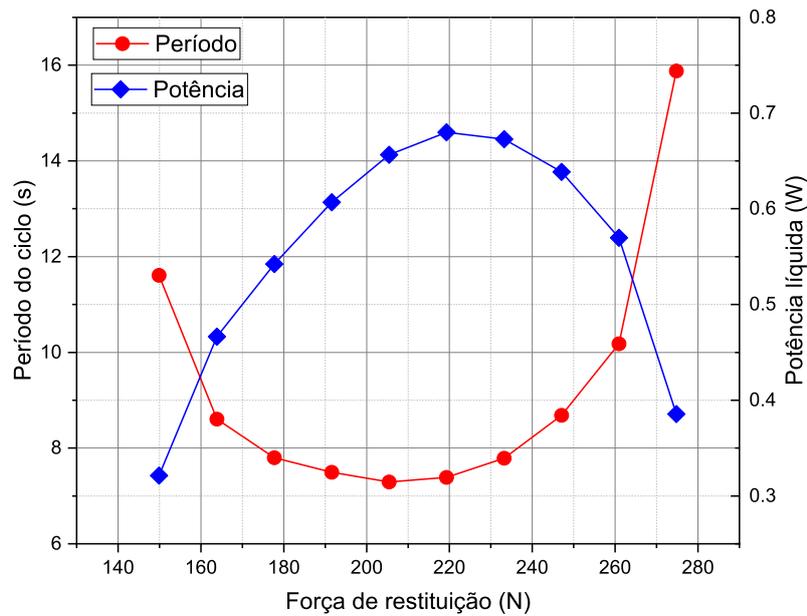
As Figuras 5.26, 5.27 e 5.28 mostram os resultados para o motor utilizando gadolínio como MCM, onde são exibidos o período e a potência líquida em função de F_b . Em todas as faixas de temperatura analisadas, observa-se que o período do ciclo diminui até um valor mínimo com o aumento de F_b e, em seguida, aumenta novamente. A potência líquida segue um comportamento inverso, atingindo um máximo antes de decrescer. Entre os três casos, a temperatura média de 292 K (Figura 5.27) apresentou os melhores resultados, com um período mínimo de 7,2921 s em 205,45 N e potência máxima de 0,6799 W em 219,32 N. Já o pior desempenho foi observado na temperatura média de 282 K (Figura 5.26), com um período mínimo de 19,2792 s e potência máxima de 0,3764 W. Esses resultados sugerem que a força de restituição impacta diretamente o desempenho do motor, com uma variação de cerca de 111% entre os valores mínimo e máximo de potência líquida para a temperatura média de 292 K. Assim, a definição de um valor ideal de F_b é essencial para a otimização do desempenho do motor termomagnético.

Figura 5.26: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 272 e 292 K, respectivamente



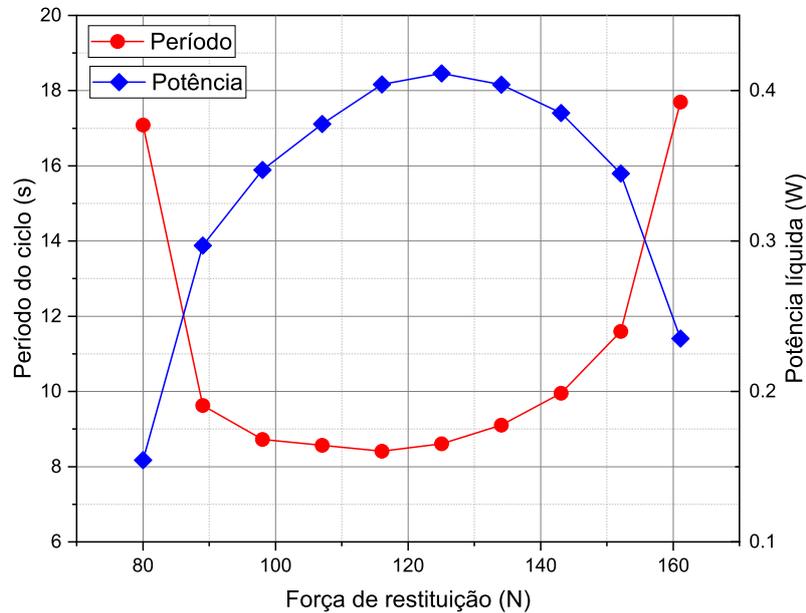
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.27: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 282 e 302 K, respectivamente



Fonte: O autor (2024)

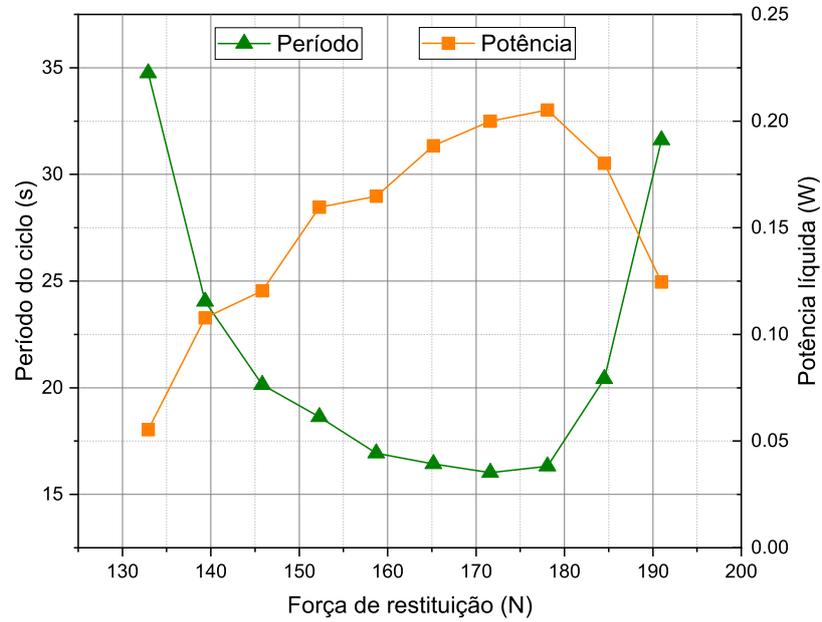
Figura 5.28: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o Gd considerando T_f e T_q como 292 e 312 K, respectivamente



Fonte: O autor (2024)

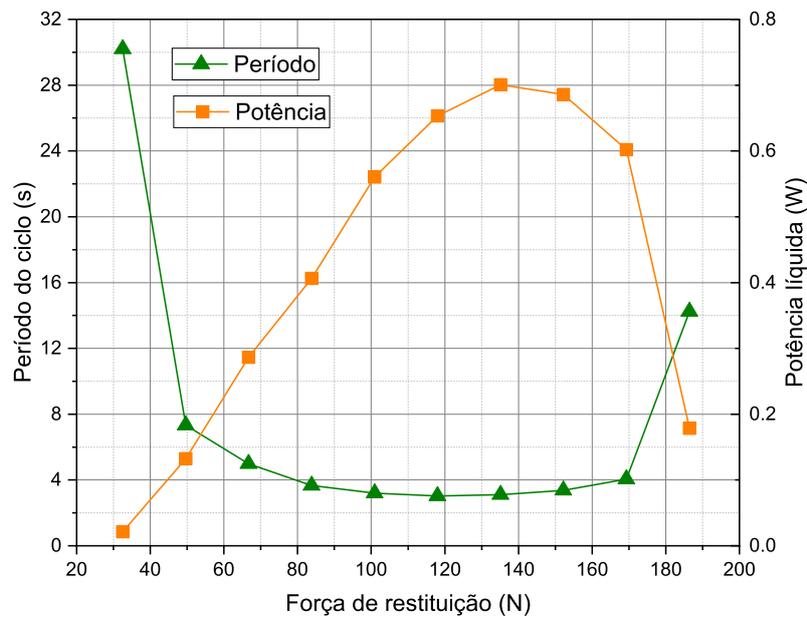
As Figuras 5.29, 5.30 e 5.31 correspondem ao motor com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ como MCM, seguindo o mesmo comportamento observado para o Gd: o período diminui com o aumento de F_b até um mínimo e, em seguida, aumenta, enquanto a potência líquida aumenta até um valor máximo e depois decresce. Na temperatura média de 335 K, os melhores resultados foram obtidos, com um período mínimo de 3,024 s em 118,02 N e potência máxima de 0,7005 W em 135,12 N. O pior desempenho ocorreu na temperatura média de 325 K, com um período mínimo de 16,025 s em 171,62 N e potência máxima de 0,2052 W em 178,07 N.

Figura 5.29: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 315 e 335 K, respectivamente



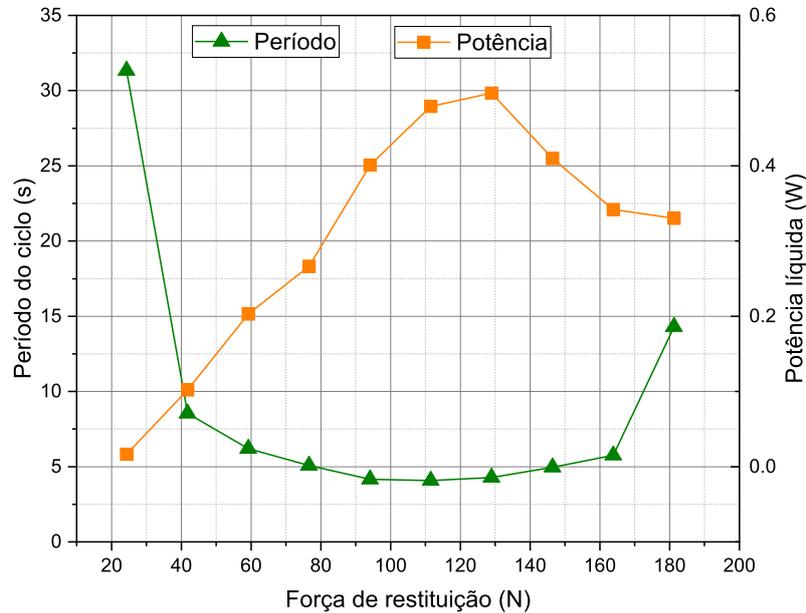
Fonte: O autor (2024)

Figura 5.30: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 325 e 345 K, respectivamente



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.31: Potência líquida e período do ciclo como função da força de restituição para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ considerando T_f e T_q como 330 e 350 K, respectivamente



Fonte: O autor (2024)

Comparando os melhores resultados dos dois materiais, o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresentou um período 52,53% menor e uma potência líquida 3,03% maior em relação ao Gd. É importante pontuar que os valores mínimos de período e máximos de potência não ocorreram para o mesmo valor de F_b nos dois materiais. Esta análise, portanto, compara valores absolutos, uma vez que os materiais foram avaliados sob diferentes condições de temperatura dos reservatórios térmicos.

5.3 Sistema PV/T

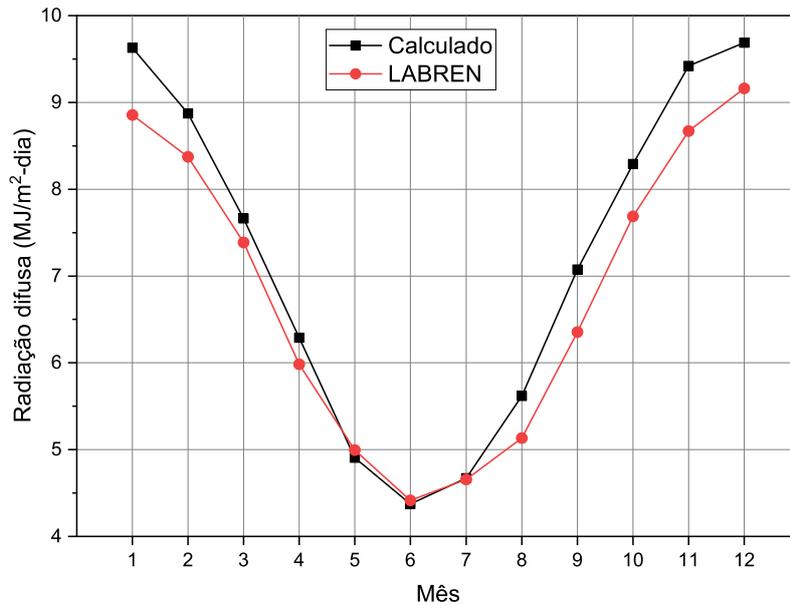
Nesta seção são apresentados os resultados obtidos a partir da simulação do sistema PV/T. Primeiro, aborda-se o modelo de radiação solar e, em seguida, os parâmetros de operação obtidos com a simulação, como a temperatura alcançada e a potência elétrica produzida.

5.3.1 Modelo de radiação

O modelo de radiação foi desenvolvido para a cidade de Maringá, considerando o dia 14 de novembro. Os dados de radiação utilizados foram calculados como a média diária mensal dos anos de 2017 a 2022, com exceção de 2020. Os valores de radiação difusa e radiação direta foram calculados a partir da radiação total diária para todos os dias do ano. A radiação média mensal do ano de 2017 foi comparada com os dados de radiação do atlas solar do Laboratório de Modelagem e Estudos de Recursos Renováveis de Energia (LABREN) [130]. A Figura 5.32

mostra a média da radiação difusa diária mensal no ano de 2017 para a cidade de Maringá-PR. A Eq. (4.52) foi utilizada para calcular a parcela da radiação difusa a partir dos dados de radiação horizontal global do banco de dados do INMET.

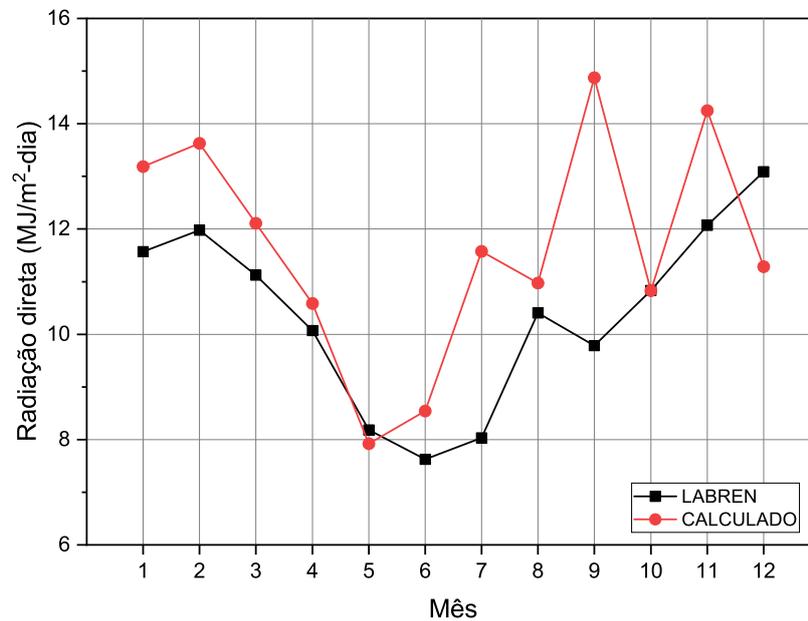
Figura 5.32: Radiação difusa diária média mensal no ano de 2017 para a cidade de Maringá-PR



Fonte: O autor (2024)

A Figura 5.33 mostra a radiação direta média mensal para a cidade de Maringá-PR durante o ano de 2017. Os valores de radiação direta foram obtidos através da diferença entre a radiação total e a radiação difusa para o dia médio de cada mês e comparados com os valores de radiação direta do atlas solar disponibilizado pelo LABREN.

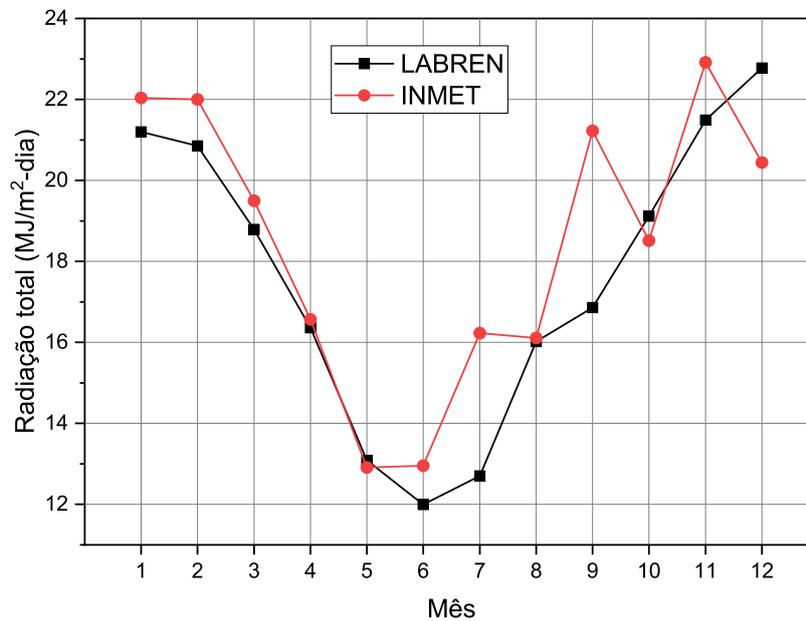
Figura 5.33: Radiação direta diária média mensal para a cidade de Maringá-PR durante o ano de 2017



Fonte: O autor (2024)

Observa-se uma maior discrepância nos valores de radiação direta calculados em relação aos dados do LABREN. A radiação direta foi calculada tendo como referência a radiação total, correspondendo à diferença entre a radiação total e a radiação difusa. Ao observar os dados, infere-se que essa discrepância decorre das diferenças apresentadas pelos dados de cada banco, uma vez que essa parcela de radiação foi calculada a partir da diferença entre os valores de radiação total e difusa. A Figura 5.34 mostra os dados de radiação total diária média mensal sobre uma superfície horizontal do INMET e do LABREN.

Figura 5.34: Radiação total diária média mensal para a cidade de Maringá-PR durante o ano de 2017 segundo os dados do LABREN e do INMET

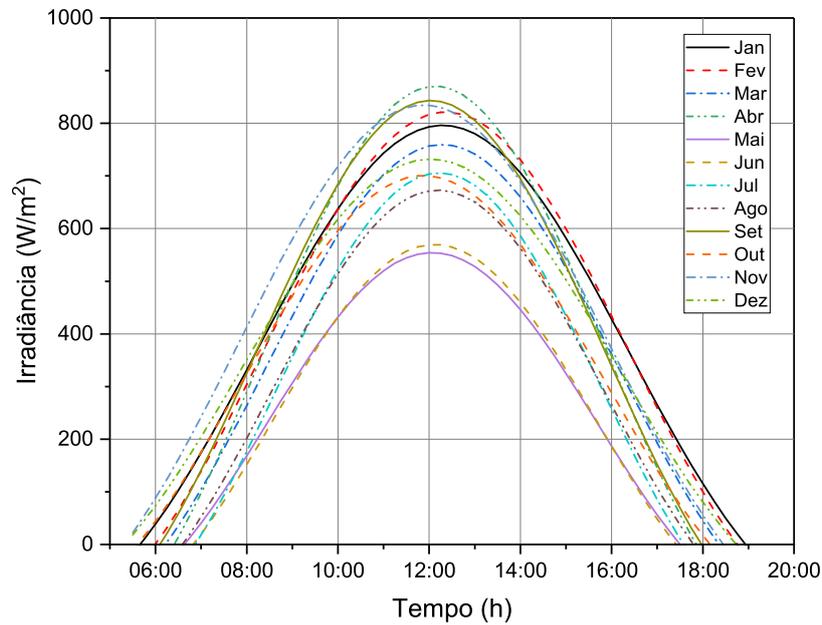


Fonte: O autor (2024)

A diferença observada entre os valores de radiação total da Figura 5.34 pode decorrer do método de tratamento dos dados, de erros de medição inerentes ao aparelho e também do ponto geográfico no qual o equipamento de medição está posicionado. Salvo as diferenças entre cada base de dados, de modo geral observa-se uma boa relação entre o modelo de radiação e os dados da literatura.

A curva da variação da irradiância ao longo do dia típico de cada mês é mostrada na Figura 5.35. Nota-se que, para todos os dias típicos, a irradiância apresenta valores mínimos no nascer e pôr do sol e valor máximo próximo das 12:00 h, quando o Sol está no ponto mais alto de sua trajetória no céu, o que é esperado para uma curva de irradiância ao longo do dia. Às 12:00 h, o dia típico do mês de abril apresentou o maior valor de irradiância, sendo de $869,55 \text{ W/m}^2$, seguido pelo mês de novembro, com $834,27 \text{ W/m}^2$. Para esse mesmo horário, o mês de março apresentou a menor irradiância, sendo $554,17 \text{ W/m}^2$, valor muito próximo ao do mês de junho, de $569,10 \text{ W/m}^2$. Sabe-se que a radiação incidente sobre a superfície da Terra varia ao longo do ano, e isso se reflete na variação da irradiância ao longo de cada dia típico dos meses.

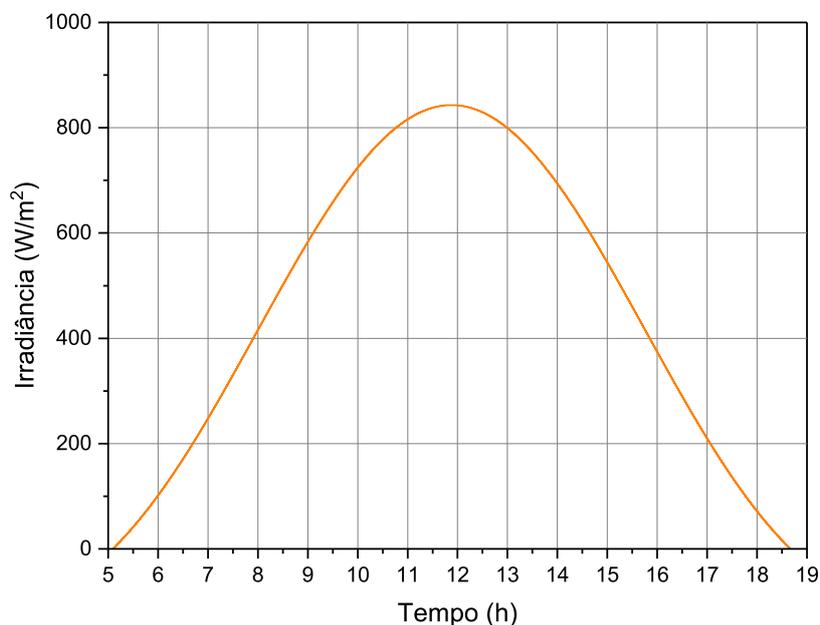
Figura 5.35: Variação da irradiância ao longo do dia típico de cada mês



Fonte: O autor (2024)

A Figura 5.36 mostra a irradiância solar, em W/m^2 , em função do horário ao longo de um dia médio de novembro para uma superfície plana inclinada. A curva foi construída com base no modelo de céu isotrópico (Eq. (4.62)). Observa-se que o dia apresenta 13h35min de incidência de luz solar, com o nascer do Sol às 5h05min e o pôr do Sol às 18h40min. A irradiância aumenta ao longo da manhã até atingir um valor máximo de 843 W/m^2 às 11h52min. Após esse horário, a irradiância decresce gradualmente até o pôr do Sol, quando atinge zero. A curva de irradiância apresenta o formato característico, similar às curvas de irradiância reportadas na literatura [131].

Figura 5.36: Irradiância sobre uma superfície inclinada para a cidade de Maringá-PR no dia médio de novembro



Fonte: O autor (2024)

5.3.2 Parâmetros de operação

Nesta seção são abordados os parâmetros de operação do sistema PV/T. Basicamente, esses parâmetros correspondem à energia elétrica produzida pelo módulo e à temperatura da água do tanque ao final do dia.

Três volumes de tanque foram utilizados com o intuito de avaliar o impacto sobre os parâmetros de operação. Os três volumes são listados na Tabela 5.3.

As Figuras 5.37, 5.38 e 5.39 mostram a temperatura de cada camada do sistema PV/T para os casos 1, 2 e 3, respectivamente. Em todas as figuras, observa-se que a temperatura de cada camada aumenta até um valor máximo e, em seguida, começa a diminuir. O módulo PV apresentou a maior temperatura máxima em todos os casos, seguido pela camada do absorvedor térmico. A camada de vidro, por outro lado, apresentou a menor temperatura entre as camadas, possivelmente porque, estando em contato direto com o ambiente, dissipa calor mais facilmente.

A temperatura da água nos tubos e no tanque variou conforme o volume do tanque. Para cada caso, a temperatura da água no tanque ao pôr do Sol está listada na Tabela 5.3. No caso 1, que possui o maior volume de tanque, a temperatura final foi a menor (309,7 K), enquanto no caso com menor volume, essa temperatura foi a maior (321 K). Como a área de troca térmica do coletor permaneceu constante entre os casos, é esperado que uma maior massa de água no tanque reduza a elevação da temperatura final da água.

Tabela 5.3: Temperatura da água no tanque para os três casos analisados

Caso	Volume do tanque	Temperatura da água
1	300 L	309,7 K
2	200 L	314 K
3	100 L	321 K

Figura 5.37: Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 1

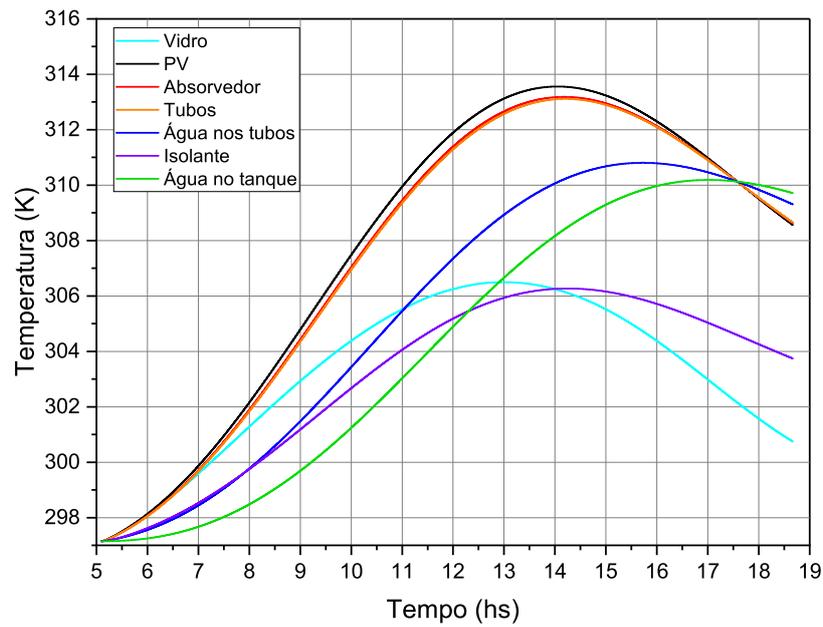
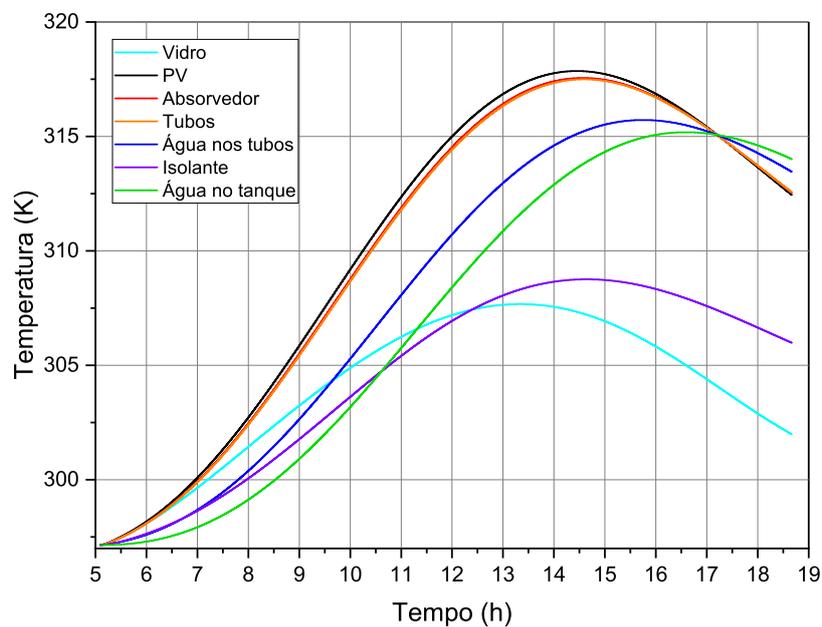
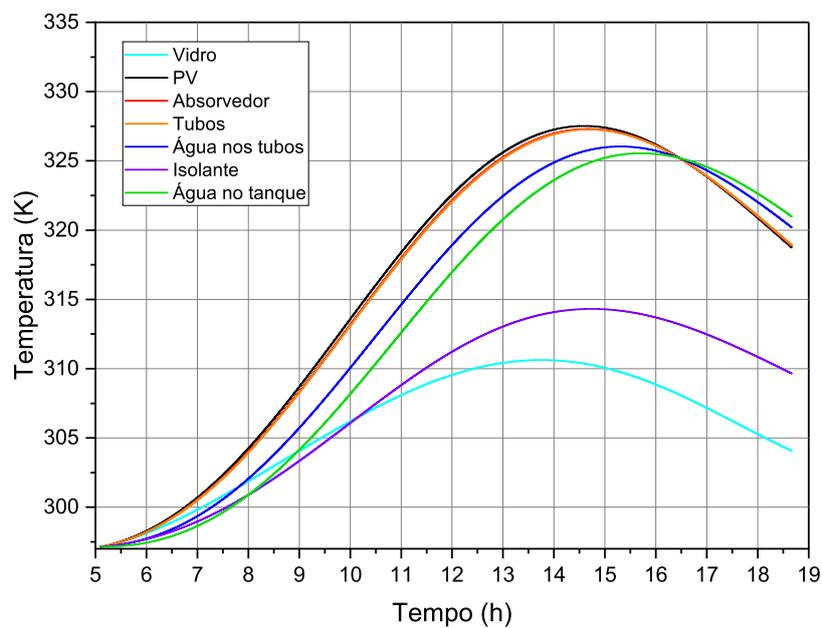


Figura 5.38: Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 2



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.39: Temperatura de cada camada do sistema PV/T ao longo do dia para o caso 3

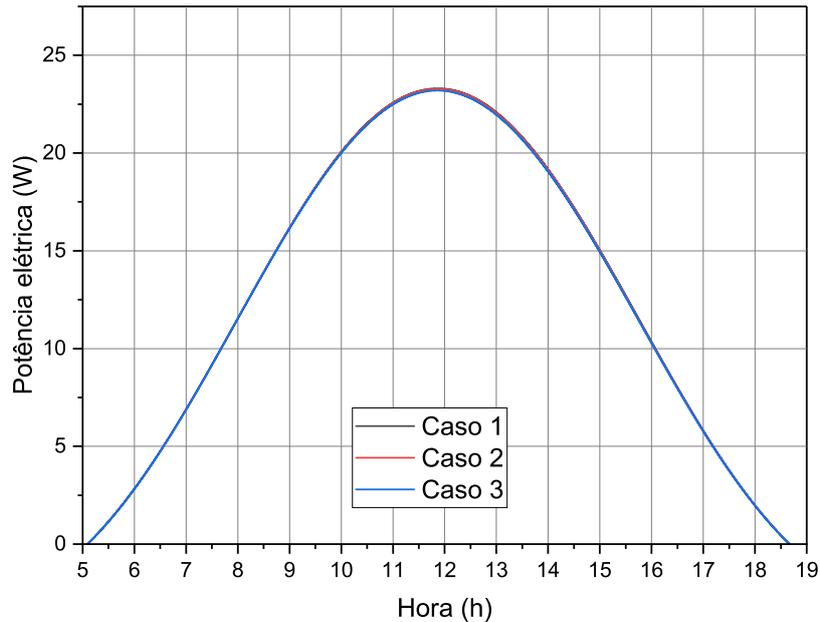


Fonte: O autor (2024)

A Figura 5.40 mostra a potência elétrica produzida pelo sistema PV/T para os três casos de

volume de tanque. Observa-se que não há diferenças significativas entre os casos. A potência elétrica segue um comportamento semelhante ao da irradiância ao longo do dia: começa a aumentar a partir de zero com o nascer do Sol, atinge um valor máximo (23,27 W) às 11h53min e, em seguida, diminui gradualmente até chegar a zero no pôr do Sol.

Figura 5.40: Potência elétrica produzida pelo sistema PV/T



Fonte: O autor (2024)

5.4 Sistema combinado

Nesta seção são abordados os principais resultados de desempenho do motor termomagnético no sistema combinado, em que o reservatório quente do motor corresponde ao tanque de armazenamento térmico do sistema PV/T e Gd é utilizado como MCM do motor. Nesse sistema, o motor começa a operar exatamente quando a circulação de água pelo sistema PV/T é interrompida no momento do pôr do Sol.

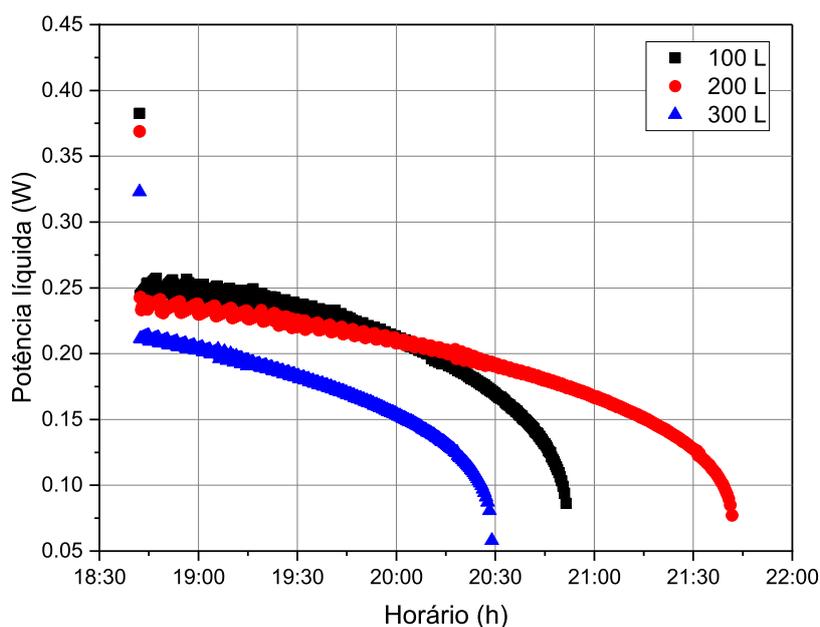
5.4.1 Sistema fechado

A Figura 5.41 exibe a potência desenvolvida por ciclo do motor ao longo do tempo para o sistema fechado, em que a água proveniente do tanque para o motor retorna ao tanque após trocar calor com o MCM. São apresentados os resultados para o sistema combinado considerando três casos de tanque: 300, 200 e 100 L, simulados no sistema PV/T, cuja temperatura final da água em cada caso é listada na Tabela 5.3.

Nos três casos, observa-se que a potência desenvolvida decai ao longo do tempo até o motor

eventualmente interromper sua operação devido à redução da energia térmica cedida. Com relação ao tempo de operação, no caso do tanque de 300 L, o motor operou por menos tempo em comparação com os outros dois casos, sendo capaz de executar 437 ciclos em um tempo total de 1h47min. O motor acoplado ao tanque de 200 L operou por mais tempo, executando 840 ciclos em um tempo de operação de aproximadamente 3h.

Figura 5.41: Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema fechado



Fonte: O autor (2024)

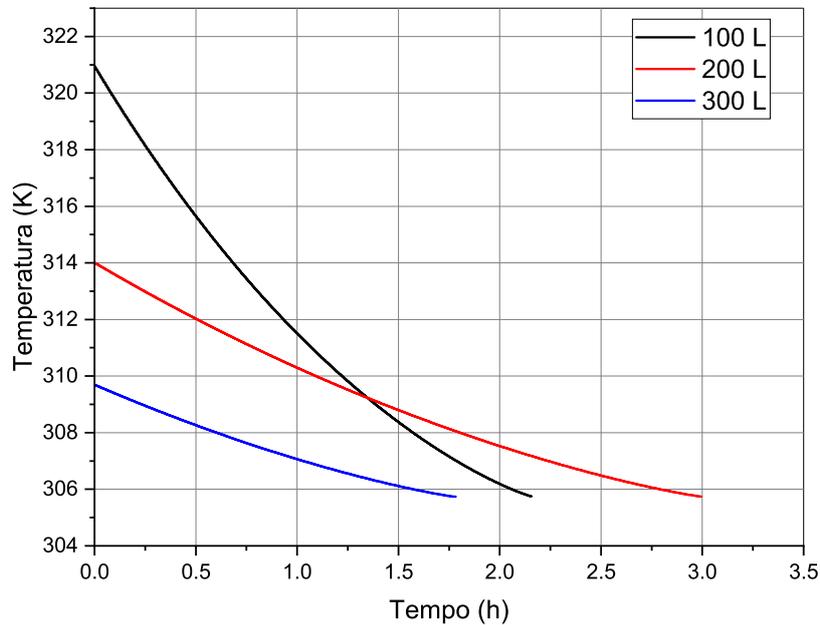
Para melhor avaliar o desempenho de cada caso, a Tabela 5.4 lista o trabalho total executado pelo motor termomagnético operando com os tanques de 300, 200 e 100 L. O caso 2 apresentou maior trabalho líquido. A Figura 5.42 mostra a temperatura da água no tanque ao longo do tempo de operação do motor, em horas.

Apesar de o caso com tanque de 100 L apresentar a maior temperatura inicial da água (~ 321 K), o decaimento da temperatura nesse caso ocorre mais rapidamente em comparação aos outros dois. Possivelmente, a menor quantidade de água contribui para uma variação de temperatura mais rápida. Nos outros dois casos, a temperatura cai mais lentamente; entretanto, como no caso 2 a temperatura inicial é maior, o motor consegue operar por mais tempo.

Tabela 5.4: Trabalho líquido do motor para escoamento em sistema fechado

Caso - volume	Trabalho líquido
1 - 300 L	1099,4 J
2 - 200 L	2090,7 J
3 - 100 L	1635,9 J

Figura 5.42: Temperatura da água no tanque no sistema combinado considerando escoamento em sistema fechado



Fonte: O autor (2024)

5.4.2 Sistema aberto

A Figura 5.43 mostra a potência líquida por ciclo em função do tempo de operação do motor considerando o sistema aberto, no qual a água fornecida pelo tanque para o motor é descartada após o uso. As simulações foram conduzidas de modo que o processo foi interrompido quando o tanque fosse completamente esvaziado.

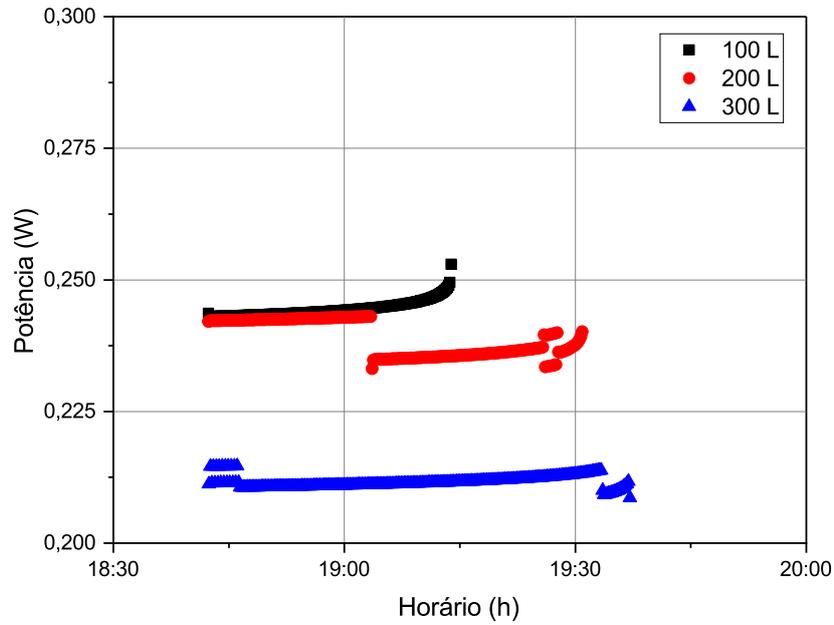
Observa-se que, para os três casos, a potência apresenta pouca variação ao longo do tempo. A maior potência é apresentada pelo caso 3, o que é esperado, uma vez que a temperatura inicial do tanque é a maior dentre os casos analisados. Porém, o tempo de operação é pequeno, de aproximadamente 32 min. O caso 1 apresentou o maior tempo de operação, sendo de 54 min.

A potência relativamente constante apresentada pelo motor no sistema aberto pode ser explicada pela pouca variação da temperatura do tanque, mostrada na Figura 5.44. Nessa figura, observa-se que a temperatura varia muito pouco ao longo da operação do motor. Uma vez que o fluido não retorna ao tanque após trocar calor com o MCM, a perda de calor do tanque se resume à transferência de calor para o ambiente, o que pode justificar a pouca variação da temperatura.

Na Tabela 5.5 são apresentados os valores do trabalho líquido total em cada caso. Novamente, nota-se um melhor desempenho do sistema para o caso 2, que apresentou o maior valor de trabalho líquido (698,77 J). Entretanto, esse valor foi ligeiramente maior que o do caso 3 (697,51 J). A proximidade entre os valores de trabalho desenvolvido pode decorrer dos valores

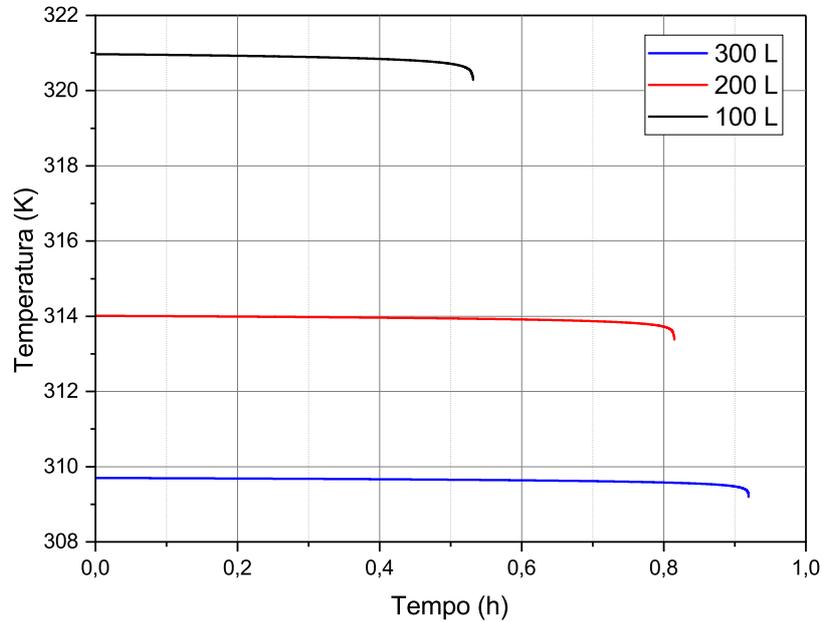
de potência bastante próximos nos dois casos e relativamente constantes ao longo da operação do motor.

Figura 5.43: Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema aberto



Fonte: O autor (2024)

Figura 5.44: Potência líquida do motor termomagnético no sistema combinado considerando escoamento em sistema aberto



Fonte: O autor (2024)

Tabela 5.5: Trabalho líquido do motor para escoamento em sistema aberto

Caso - volume	Trabalho líquido
1 - 300 L	465,63 J
2 - 200 L	698,77 J
3 - 100 L	697,51 J

Devido ao pouco tempo de operação do motor, a configuração de escoamento em circuito apresentou melhor desempenho considerando o trabalho líquido total produzido.

5.4.3 Sistema com múltiplos motores

Nesta seção são apresentados os resultados para o sistema combinado com o maior volume de tanque (300 L), considerando o acionamento simultâneo de múltiplos motores. Foram analisados os casos de fluxo em circuito fechado e aberto. O tempo de operação, a quantidade de ciclos e o trabalho líquido para o sistema com fluxo em circuito fechado estão listados nas Tabelas 5.6 e 5.7, respectivamente.

Nas simulações, considerou-se um conjunto de 25, 50, 75 e 100 motores operando simultaneamente, acionados pela água quente proveniente do tanque térmico do sistema PV/T.

Tabela 5.6: Parâmetros de desempenho do sistema combinado com múltiplos motores com escoamento em circuito fechado

Qtde motores	Ciclos	Tempo de operação	Trabalho unitário	Trabalho total
25	19	281,9 s	47,1 J	1177,5 J
50	10	143,26 s	24,04 J	1202 J
75	7	97,2 s	16,37 J	1227,75 J
100	5	58,7 s	10,66 J	1066 J

Tabela 5.7: Parâmetros de desempenho do sistema combinado com múltiplos motores com escoamento em circuito aberto

Qtde motores	Ciclos	Tempo de operação	Trabalho unitário	Trabalho total
25	8	66,8 s	16,4 J	409,85 J
50	6	58,7 s	12,51 J	625,45 J
75	4	35,3 s	7,54 J	565,43 J
100	2	23,7 s	5,07 J	506,59 J

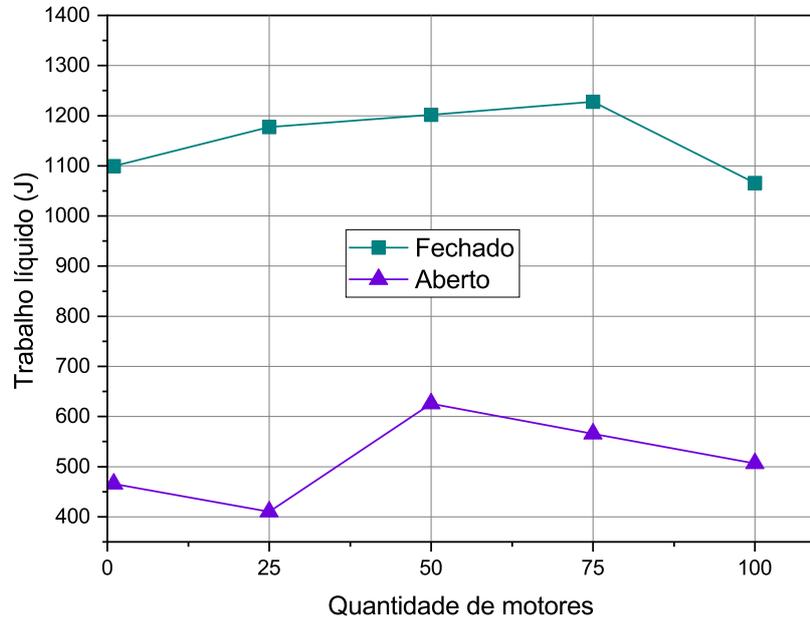
Para o sistema em circuito fechado, observa-se que o maior trabalho total foi obtido com 50 motores operando simultaneamente, resultando em 1550,86 J, enquanto o menor trabalho foi verificado no caso com 100 motores (1353,15 J). Uma tendência semelhante foi observada no sistema com escoamento em circuito aberto, onde o maior trabalho também ocorreu no caso com 50 motores (625,45 J). No entanto, o pior desempenho foi registrado no caso com 25 motores.

Em relação aos ciclos, nota-se que, quanto maior a quantidade de motores operando simultaneamente, menor é o número de ciclos executados por cada motor. De forma geral, o sistema em circuito fechado apresentou resultados superiores ao sistema em circuito aberto.

Para ambos os sistemas, observa-se um tempo de operação relativamente curto. O maior tempo registrado foi de 281,9 s para o caso de 25 motores no sistema em circuito fechado. Especificamente nesse sistema, a temperatura da água no tanque parece ser um fator limitante para a operação do motor, uma vez que o desempenho é altamente sensível às temperaturas dos reservatórios térmicos, dada a dependência entre a força magnética e a temperatura. Ajustar a força de retorno, que foi considerada constante nas simulações, de modo que ela varie de acordo com a temperatura do tanque do sistema PV/T, pode aumentar o tempo de operação do motor, embora isso reduza a potência gerada ao longo do tempo.

Para melhor visualização dos resultados, a Figura 5.45 apresenta o trabalho total em função da quantidade de motores para os sistemas com circuito fechado e aberto. Nesse gráfico, foi incluído o trabalho do motor único para o tanque de 300 L, conforme apresentado anteriormente.

Figura 5.45: Trabalho líquido do motor termomagnético no sistema combinado como função da quantidade de motores operando simultaneamente para o caso com tanque de 300 L



Fonte: O autor (2024)

Com relação ao trabalho total produzido, observa-se que, para o sistema em circuito fechado, o caso com 75 motores operando simultaneamente apresentou o maior trabalho líquido, enquanto que, para o circuito aberto, esse resultado foi observado no caso com 50 motores. No entanto, nota-se que, para o sistema em circuito fechado, o trabalho líquido não apresenta grande variação, ficando entre 1100 e 1250 J. Assim, a quantidade de motores não influencia significativamente no trabalho final obtido nesse tipo de sistema. Nesse cenário, com o tanque de 300 L, o sistema com um motor único apresenta a vantagem de, além de produzir trabalho, ainda disponibilizar água aquecida para outras aplicações. Embora a temperatura da água não seja alta nesse ponto, o tanque ainda contém energia térmica com potencial de uso em aplicações que não exigem temperaturas elevadas.

Do ponto de vista da estabilidade operacional, o sistema de circuito aberto apresenta vantagens em relação ao sistema fechado, uma vez que é capaz de fornecer água quente a uma temperatura aproximadamente constante. Esse comportamento possibilita um funcionamento mais uniforme do motor, reduzindo variações operacionais. Assim, ao considerar a aplicação do dispositivo para atender a uma demanda específica, o sistema de circuito aberto se destaca por fornecer uma potência constante e livre de oscilações significativas.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÃO

Um sistema combinado composto de um motor termomagnético e um sistema PV/T foi modelado e simulado no software Matlab em que avaliou-se parâmetros de desempenho a partir da operação do sistema. Os resultados obtidos se mostraram coerentes, sendo validados e comparados com dados disponíveis na literatura. Dentre as principais conclusões, podemos citar:

1. A análise paramétrica do ímã permanente utilizado como fonte de campo magnético evidenciou a adição de *gaps* no circuito magnético não influencia o campo magnético produzido em cada *gap*, desde que a quantidade de blocos magnetizados aumente na mesma proporção. Dentre os materiais magnéticos moles empregados no ímã, o Hiperco 50A desempenhou o melhor resultado, em que o ímã apresentou figura de mérito M^* 5,72% e 4,04% maior em relação ao material de pior desempenho para os ímãs tipo C e duplo C, respectivamente. Ao avaliar a energia magnética do *gap* como função do material empregado e do campo magnético, observou-se que, ao maximizar a massa de material magnetocalórico *no gap*, um *gap* produz energia magnética maior, a despeito da redução do campo magnético.
2. Os resultados preliminares do motor indicaram que os processos térmicos compreendem na maior parcela do período do ciclo e que a otimização desses processos é fundamental para melhorar o desempenho do motor. A partir da análise paramétrica do motor, considerando uma diferença de temperatura fixa entre os reservatórios térmicos, a potência máxima do motor foi observada tanto para o gadolínio quanto o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ quando o motor opera com a temperatura média dos reservatórios centrada na T_C de cada material. Do ponto de vista dos melhores resultados obtidos com cada material, observa-se que o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresentou um período 56,84% menor, enquanto o Gd apresentou uma potência líquida 7,91% maior.
3. A análise do motor considerando a variação da temperatura dos reservatórios térmicos de modo que a temperatura média fosse centrada na T_C do material indicou que o aumento da diferença de temperatura aumenta a potência líquida do motor e reduz o período do ciclo para ambos os materiais. O motor com $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ foi capaz de operar para todos os valores de diferença de temperatura, enquanto o motor com gadolínio não funcionou para diferenças de temperatura muito pequenas. O gadolínio apresentou a maior potência líquida enquanto o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$ apresentou o menor período do ciclo.
4. A variação da força de restituição do sistema em três faixas de temperatura diferentes apresentou melhores resultados de potência e período para a faixa de temperatura cen-

trada na T_C de cada material em que o valor ótimo da força de restituição corresponde aproximadamente ao valor médio do intervalo de operação para o gadolínio e ligeiramente deslocado para a direita desse ponto para o $\text{La}(\text{Fe}_{0,88}\text{Si}_{0,12})_{13}\text{H}_y$. O motor com esse material apresentou um período 52,53% menor e uma potência líquida 3,03% maior em relação ao gadolínio.

5. O modelo de radiação utilizado na modelagem do sistema PV/T apresentou boa concordância com os dados experimentais, apresentando um erro relativo máximo de 4,405%. O modelo de troca térmica apresentou o mesmo comportamento em relação às diferenças de temperatura entre cada camada do coletor comparado com os dados da literatura. A potência elétrica produzida pelo módulo PV não foi afetada pelo tamanho do volume do tanque de armazenamento de água, uma vez que, apesar da maior redução da temperatura com o aumento do volume, a área de incidência do módulo permaneceu a mesma em todos os casos estudados.
6. O sistema combinado operando com o tanque de volume intermediário apresentou o maior trabalho líquido do motor tanto para o sistema com escoamento aberto quanto fechado. A temperatura da água no tanque foi o maior limitante da operação do motor no sistema fechado e a vazão mássica no sistema aberto, uma vez que o tanque se esvazia em um determinado momento da operação do motor. O sistema combinado com múltiplos motores operando simultaneamente apresentou tempo de operação muito curto em todos os casos, não excedendo 5 min no melhor caso. O sistema combinado com motor único apresentou maiores valores de trabalho líquido em ambos os circuitos de escoamento. A modulação da força de restituição de acordo com a temperatura da água no tanque pode ser uma forma de prolongar o tempo de operação do motor nesse tipo de sistema.

A partir dos resultados e observações realizados, podem ser elencados os seguintes pontos como sugestões para aprofundamento nessa área de investigação:

- Alterar a geometria do material magnetocalórico como forma de otimizar os processos de troca térmica;
- Empregar diferentes materiais magnetocalóricos no motor termomagnético que apresentem transição de fase de primeira e segunda ordem;
- Estudar diferentes forma de escoamento através do trocador de calor do motor, como meio poroso e fluxo em contra corrente;
- Implementar o fator desmagnetizante, o efeito magnetocalórico e as demais irreversibilidades dos materiais magnetocalóricos ao modelo do motor termomagnético;
- Simular o sistema PV/T para diferentes regiões geográficas a fim de obter maiores temperaturas para a água do tanque;
- Implementar a modulação da força de restituição do motor termomagnético no sistema combinado como forma de prolongar o tempo de operação.

CAPÍTULO 7

PRODUÇÃO CIENTÍFICA

Neste capítulo, é apresentada a produção científica resultante desta tese. São listados os trabalhos já publicados em periódicos e anais de congressos.

7.1 Apresentações e publicações em anais congressos

- Souza, Alisson Cocci; Costa, José Ângelo Peixoto; Ochoa, Alvaro Antonio Villa. *Associação de painéis PV/T e dispositivos termomagnéticos*. Apresentado por Alisson Cocci de Souza no **I Workshop de Engenharia Mecânica com Ênfase em Energia**, Recife, 05 de fevereiro de 2021.
- Sousa, Alisson Cocci; Sousa Alcântara, Suellen Crisitna; Peixoto da Costa, José Ângelo; Ochoa Villa, Alvaro Antonio; Arruda Michima, Paula Suemy. *Modelling and simulation of the thermal processes of magnetic heat exchangers*. Apresentado por Alisson Cocci de Souza no **6th International Conference on Polygeneration (ICP 2021)**, Virtual, 04-06 de outubro de 2021.
- Alisson Cocci de Souza, William Imamura, Breno Vinícius Pereira Leite, Guilherme Hitoshi Kaneko, José Ângelo Peixoto da Costa e Alvaro Antonio Villa Ochoa. *Analysis of Magnetic Circuit Performance for Thermomagnetic Devices*. Apresentado em poster por William Imamura no **XXI Brazilian Materials Research Society (B-MRS) Meeting**, Maceió, 01-05 de outubro de 2023.
- Souza, Alisson Cocci; Kaneko, Guilherme Hitoshi; Imamura, William; Bouchonneau, Nadège; Costa, José Ângelo Peixoto; Ochoa, Alvaro Antonio Villa (2024). *Exploring the tradeoff between magnetic force and thermal processes in a thermomagnetic device*. Em Proceedings of the **10th IIR Conference on Caloric Cooling and Applications of Caloric Materials** (pp. 135-140). <https://doi.org/10.18462/iir.thermag.2024.0020>.

7.2 Publicação em periódico

- Souza, A. C. de, Imamura, W., Kaneko, G. H., Bouchonneau, N., Peixoto da Costa, J. A., Leite, G. N. P., Ochoa, A. A. V (2024). A parametric and comparative study of a permanent magnet structure. *Applied Physics A*, 130, 200. <https://doi.org/10.1007/s00339-024-07361-6>.

Referências Bibliográficas

- [1] J. William D Callister and D. G. Rethwisch, *Ciência e Engenharia de Materiais - Uma Introdução*, 9th ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016.
- [2] Álvaro Augusto Soares Lima, “Análise energética de um sistema fotovoltaico/térmico e sua integração a uma unidade de poligeração,” Tese de doutorado, Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, Brasil, 2021. [Online]. Available: https://repositorio.ufpb.br/jspui/handle/123456789/22020?locale=pt_BR
- [3] WRI Brasil, “4 gráficos para entender emissões de gases de efeito estufa por país e por setor,” 2024, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://www.wribrasil.org.br/noticias/4-graficos-para-entender-emissoes-de-gases-de-efeito-estufa-por-pais-e-por-setor>
- [4] Portal Solar, “Demanda global por eletricidade terá avanço recorde em 2024 e 2025,” 2024, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://www.portalsolar.com.br/noticias/mercado/internacional/demanda-global-por-eletricidade-tera-avanco-recorde-em-2024-e-2025>
- [5] Agência Brasil, “Consumo mundial de carvão atinge recorde histórico no ano,” 2023, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://agenciabrasil.ebc.com.br/internacional/noticia/2023-12/consumo-mundial-de-carvao-atinge-recorde-historico-no-ano>
- [6] EPE - Empresa de Pesquisa Energética, “Matriz energética e elétrica,” 2024, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://www.epe.gov.br/pt/abcdenergia/matriz-energetica-e-eletrica>
- [7] ClimaInfo, “Iea: Capacidade instalada de geração renovável cresceu 50% em 2023,” 2024, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://climainfo.org.br/2024/01/15/iea-capacidade-instalada-de-geracao-renovavel-cresceu-50-em-2023/>
- [8] Ministério de Minas e Energia. (2023) Fontes renováveis responderam por 93,1[Online]. Available: <https://www.gov.br/mme/pt-br/assuntos/noticias/fontes-renovaveis-responderam-por-93-1-da-geracao-de-energia-eletrica-em-2023>
- [9] CNN Brasil. (2023) Brasil alcança quase 16% da capacidade instalada de energia solar. Acessado em: 25 de novembro de

2024. [Online]. Available: <https://www.cnnbrasil.com.br/economia/macroeconomia/brasil-alcanca-quase-16-da-capacidade-instalada-de-energia-solar/>
- [10] O Tempo, “Energia solar cresce 80% no brasil e se torna segunda principal matriz elétrica,” 2024, acessado em: 10-out-2024. [Online]. Available: <https://www.otempo.com.br/economia/energia-solar-cresce-80-no-brasil-e-se-torna-segunda-principal-matriz-eletrica-1.3271806>
- [11] CNN Brasil. (2024, Nov.) Capacidade solar no Brasil cresceu mais de 40 vezes. Acessado em: 25 nov. 2024. [Online]. Available: <https://www.cnnbrasil.com.br/economia/capacidade-solar-no-brasil-cresceu-mais-de-40-vezes/>
- [12] Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), “Resolução Normativa nº 482, de 17 de abril de 2012,” 2012, acesso em: 25 nov. 2024. [Online]. Available: <https://www2.aneel.gov.br/cedoc/ren2012482.pdf>
- [13] —, “Resolução Normativa nº 1.059, de 2023,” 2023, acesso em: 25 nov. 2024. [Online]. Available: <https://www2.aneel.gov.br/cedoc/ren20231059.pdf>
- [14] APS News, “Bell labs demonstrates the first practical silicon solar cell,” 2009, acessado em: 16-out-2024. [Online]. Available: <https://www.aps.org/apsnews/2009/04/bell-labs-silicon-solar-cell>
- [15] S. A. Abdulgafar, O. S. Omar, and K. M. Yousif, “Improving the efficiency of polycrystalline solar panel via water immersion method,” *International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology*, vol. 3, no. 1, pp. 8127–8133, 2014.
- [16] M. C. Browne, B. Norton, and S. J. McCormack, “Phase change materials for photovoltaic thermal management,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 47, pp. 762–782, 2015.
- [17] S. Diwania, S. Agrawal, A. S. Siddiqui, and S. Singh, “Photovoltaic–thermal (pv/t) technology: a comprehensive review on applications and its advancement,” *International Journal of Energy and Environmental Engineering*, vol. 11, pp. 33–54, 2020.
- [18] C. Forman, I. Muritala, R. Pardemanna, and B. Meyer, “Estimating the global waste heat potential,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 57, pp. 1568–1579, 2016.
- [19] N. Roth and R. Law, “Low-grade thermal energy sources and uses from the process industry in the uk,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 41, pp. 227–235, 2012.
- [20] M. R. Gomaa, R. J. Mustafa, M. Al-Dhaifallah, and H. Rezk, “A low-grade heat organic rankine cycle driven by hybrid solar collectors and a waste heat recovery system,” *Energy Reports*, vol. 6, pp. 3425–3445, 2020. [Online]. Available: doi.org/10.1016/j.egy.2020.12.011

- [21] R. Akimoto, T. Yamaki, M. Nakaiwa, and K. Matsuda, “Applicability study of micro kalina cycle for regional low grade geothermal heat in japan,” *Case Studies in Thermal Engineering*, vol. 28, p. 101506, 2021. [Online]. Available: doi.org/10.1016/j.csite.2021.101506
- [22] X. Yu, Z. Shen, G. Qian, G. Lu, H. Liu, R. Huang, and Z. Li, “Synergistic improvement of seebeck coefficient and power density of an aqueous thermocell using natural convection for low-grade heat utilization,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 231, p. 121004, 2023. [Online]. Available: doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.121004
- [23] R. A. Kishore and S. Priya, “A review on design and performance of thermomagnetic devices,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 81, pp. 33–44, 2018.
- [24] Y. Takahashi, T. Matsuzawa, and M. Nishikawa, “Fundamental performance of the disc-type thermomagnetic engine,” *Electrical Engineering in Japan*, vol. 148, no. 4, pp. 26–33, 2004. [Online]. Available: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/eej.10359>
- [25] M. Trapanese, G. Cipriani, V. Di Dio, V. Franzitta, and A. Viola, “Optimization of a thermomagnetic motor,” *Journal of Applied Physics*, vol. 117, no. 17, p. 17A750, 2015. [Online]. Available: [doi/abs/10.1063/1.4919083](https://doi.org/10.1063/1.4919083)
- [26] X. Liu, H. Chen, J. Huang, K. Qiao, Z. Yu, L. Xie, R. V. Ramanujan, F. Hu, K. Chu, Y. Long, and H. Zhang, “High-performance thermomagnetic generator controlled by a magnetocaloric switch,” *Nature Communications*, vol. 14, p. 4811, 2023. [Online]. Available: doi.org/10.1038/s41467-023-40663-z
- [27] N. Tesla, “Thermo-magnetic motor,” Patente 396 121 U, 1889, editor.
- [28] T. A. Edison, “Pyromagnetic generator,” Patente US476 983A, 1892.
- [29] V. K. Pecharsky and K. A. Gschneidner Jr., “Giant Magnetocaloric Effect in $Gd_5(Si_2Ge_2)$,” *Physical Review Letters*, vol. 78, no. 23, pp. 4494–4497, 1997.
- [30] K. A. Gschneidner, V. K. Pecharsky, and A. O. Tsokol, “Recent developments in magnetocaloric materials,” *Reports on Progress in Physics*, vol. 68, no. 6, p. 1479, may 2005. [Online]. Available: <https://dx.doi.org/10.1088/0034-4885/68/6/R04>
- [31] A. C. de Souza, “Modelagem e simulação de um motor termomagnético de movimento alterado,” Master’s thesis, Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2017.
- [32] M. I. Hussain and J.-T. Kim, “Performance evaluation of photovoltaic/thermal (pv/t) system using different design configurations,” *Sustainability*, vol. 12, no. 22, p. 9520, 2020.
- [33] M. A. Yildirim, A. Cebula, and M. Sułowicz, “A cooling design for photovoltaic panels: Water-based pv/t system,” *Energy*, vol. 256, p. 124654, 2022.

- [34] M. I. Hussain, G.-H. Lee, and J.-T. Kim, “A comprehensive performance characterization of a nanofluid-powered dual-fluid pv/t system under outdoor steady state conditions,” *Sustainability*, vol. 13, no. 23, p. 13134, 2021.
- [35] A. Sohani, M. H. Shahverdian, H. Sayyaadi, S. Samiezadeh, M. H. Doranehgard, S. Nizetic, and N. Karimi, “Selecting the best nanofluid type for a photovoltaic thermal (pv/t) system based on reliability, efficiency, energy, economic, and environmental criteria,” *Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers*, vol. 124, pp. 351–358, 2021.
- [36] C. V. X. Bessa, L. D. R. Ferreira, O. Horikawa, and S. Gama, “On the relevance of temperature, applied magnetic field and demagnetizing factor on the performance of thermomagnetic motors,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 145, pp. 245–250, 2018.
- [37] G. H. Kaneko, W. A. S. Conceição, F. C. Colman, A. S. Cocci, C. S. Alves, G. C. Pupim, G. H. Kubota, V. C. Oliveira, and P. V. Trevizoli, “Design and experimental evaluation of a linear thermomagnetic motor using gadolinium: Preliminary results,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 186, 2021, 116472.
- [38] R. Ahmed, J. C. Park, Zeeshan, M. U. Mehmood, S. H. Lim, J. Lee, and W. Chun, “Optimization of a cylindrical thermomagnetic engine for power generation from low-temperature heat sources,” *International Journal of Energy Research*, 2021.
- [39] M. U. Mehmood, Zeeshan, Y. Kim, R. Ahmed, J. Lee, and W. Chun, “Design and operation of a thermomagnetic engine for the exploitation of low-grade thermal energy,” *International Journal of Energy Research*, 2021.
- [40] E. H. G. Evaristo, F. C. Colman, C. S. Alves, and P. V. Trevizoli, “Mathematical modelling and simulation results of a linear thermomagnetic motor with gravity return,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 544, 2022, n. 168668.
- [41] L. S. Corrêa, B. P. Vieira, J. A. Lozano, J. R. Barbosa Jr., A. Rowe, M. Kuepferling, V. Basso, and P. V. Trevizoli, “Correlating the properties of near-room-temperature first- and second-order magnetocaloric materials,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 566, p. 170292, 2023.
- [42] K. A. Gschneidner Jr and V. K. Pecharsky, “Thirty years of near room temperature magnetic cooling: where we are today and future prospects,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 31, pp. 945–961, 2008.
- [43] V. de Jesus, M. Santos, C. Silva, M. Câmara, H. Michel, C. Braga, A. Rowe, and P. Trevizoli, “Thermodynamic evaluation of thermomagnetic motors with first and second order transition magnetocaloric materials,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 253, p. 123737, 2024.
- [44] K. H. J. Buschow and F. R. D. Boer, *Physics of magnetism and magnetic materials*, 1st ed. Nova York: Kluwer Academic Publishers, 2003.

- [45] G. G. Sotelo, R. M. Stephan, P. J. Branco, and R. de Andrade, “A didactic comparison of magnetic forces,” *The International Journal of Electrical Engineering Education*, vol. 48, no. 2, pp. 117–129, 2011.
- [46] L. M. Holanda, I. R. O. Ramos, A. P. Lima, J. P. M. Braga, and H. T. C. M. Souza, “Comportamento magnético de materiais por meio da mecânica estatística,” *Revista Brasileira de Ensino de Física*, vol. 42, no. e20190196-2, 2020.
- [47] J. M. D. Coey, *Magnetism and magnetic materials*, 1st ed. The Edinburgh Building, Cambridge: Cambridge University Press, 2010.
- [48] S. Zhou, Y. Wang, and Y. Liu, “Modelling of magnetic stray fields in multilayer magnetic films with in-plane or perpendicular anisotropy,” *Magnetochemistry*, vol. 8, no. 159, pp. 1–10, 2022.
- [49] R. N. Faria and L. F. C. P. Lima, *Introdução ao magnetismo dos materiais*, 1st ed. São Paulo: Editora Livraria da Física, 2005.
- [50] S. Palagummi and F. G. Yuan, “Magnetic levitation and its application for low frequency vibration energy harvesting,” in *Structural Health Monitoring (SHM) in Aerospace Structures*, F.-G. Yuan, Ed. Woodhead Publishing, 2016, ch. 8, pp. 213–251.
- [51] W. M. Haynes, *CRC Handbook of Chemistry and Physics*, 95th ed. 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300: CRC Press, 2014.
- [52] N. Singh and A. M. Jayannavar, “A brief history of magnetism,” 2019. [Online]. Available: <https://arxiv.org/abs/1903.07031v1>
- [53] L. C. A. B. Pinho, “Materiais magnéticos e suas aplicações,” Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2009. [Online]. Available: <https://repositorio-aberto.up.pt/bitstream/10216/59887/1/000135917.pdf>
- [54] S. Demura, “Evolution of superconductivity and magnetism in BiS₂-based layered compounds,” *Novel Superconducting Materials*, vol. 2, no. 1, pp. 1–15, 2016.
- [55] S. Y. Dan’kov, A. M. Tishin, V. K. Pecharsky, and K. A. Gschneidner Jr, “Magnetic phase transitions and the magnetothermal properties of gadolinium,” *Physical Review B*, vol. 57, no. 6, pp. 3478–1490, 1998.
- [56] P. Weiss, “L’hypothèse du champ moléculaire et la propriété ferromagnétique,” *J. Phys. Theor. Appl.*, vol. 6, no. 1, pp. 661–690, 1907.
- [57] Muljadi, P. Sardjono, and Suprapedi, “Preparation and characterization of 5 wt. % epoxy resin bonded magnet NdFeB for micro generator application,” *Energy Procedia*, vol. 68, pp. 282–287, 2015.

- [58] Z. H. Stachurski, G. Wang, and X. Tan, “Magnetic properties of amorphous metallic alloys,” in *An Introduction to Metallic Glasses and Amorphous Metals*. Elsevier, 2021, ch. 6, pp. 157–192.
- [59] H.-P. Schelmer, “Vom magneteisenstein zum magnetresonanztomographen,” *Der Radiologie*, vol. 45, pp. 356–362, 2005.
- [60] W. Gilbert, *De Magnete, Magneticisque Corporibus, et de Magno Magnete Tellure*, 1st ed. London: Peter Short, 1600.
- [61] “Eletricidade e magnetismo - uma pequena cronologia,” <https://www.if.ufrgs.br/fis/EMVirtual/crono/crono.htm>, 2005, acesso: 03 mar. 2023.
- [62] D. Schmool and D. Markó, “Magnetism in solids: Hysteresis,” in *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Elsevier, 2018.
- [63] J. J. Croat, J. F. Herbst, R. W. Lee, and F. E. Pinkerton, “Pr-fe and nd-fe-based materials: A new class of high-performance permanent magnets,” *Journal of Applied Physics*, vol. 55, no. 6, p. 2078–2082, 1984.
- [64] M. Sagawa, S. Fujimura, N. Togawa, H. Yamamoto, and Y. Matsuura, “New material for permanent magnets on a base of nd and fe,” *Journal of Applied Physics*, vol. 55, no. 6, p. 2083–2087, 1984.
- [65] J. F. Gieras and W. Mitchell, *Permanent Magnet Motor Technology: Design and Applications*, 2nd ed. Nova York: Taylor and Francis Inc, 2002.
- [66] K. Halbach, “Design of permanent magnets with oriented rare earth cobalt material,” *Nuclear Instruments and Methods*, vol. 169, no. 1, pp. 1–10, 1980.
- [67] S. J. Lee, J. M. Kenkel, and D. C. Jiles, “Design of permanent-magnet field source for rotary-magnetic refrigeration systems,” *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 38, no. 5, pp. 2991–2993, 2002.
- [68] R. Bjork, C. R. H. Bahl, A. Smith, D. V. Christensen, and N. Pryds, “An optimized magnet for magnetic refrigeration,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 322, no. 1, pp. 3324–3328, 2010.
- [69] H. Huang, L. Jing, R. Qu, and D. Li, “Analysis and application of discrete halbach magnet array with unequal arc lengths and unequally changed magnetization directions,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 28, no. 3 - 5201305, 2018.
- [70] P. V. Trevizoli, J. A. Lozano, G. F. Peixer, and J. R. Barbosa Jr., “Design of nested halbach cylinder arrays for magnetic refrigeration applications,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 395, no. 1, pp. 109–122, 2015.
- [71] C. Vasile and C. Muller, “Innovative design of a magnetocaloric system,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 29, pp. 1318–1326, 2006.

- [72] R. Bjork, C. R. H. Bahl, A. Smith, and N. Pryds, “Review and comparison of magnet designs for magnetic refrigeration,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 33, no. 1, pp. 437–448, 2010.
- [73] R. Bjørk, A. Smith, C. Bahl, and N. Pryds, “Determining the minimum mass and cost of a magnetic refrigerator,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 33, pp. 1805–1816, 2011.
- [74] J. H. Jensen and M. G. Abele, “Maximally efficient permanent magnet structures,” *Journal of Applied Physics*, vol. 79, no. 1157, 1996.
- [75] M. A. Willard and M. Daniil, “Nanocrystalline soft magnetic alloys two decades of progress,” in *Handbook of Magnetic Materials*, K. Buschow, Ed. North Holland, 2013, ch. 4, pp. 173–342.
- [76] E. Warburg, “Magnetische untersuchungen u“ber einige wirkungen der koerzitivkraft,” *Ann Phys*, vol. 13, pp. 141–164, 1881.
- [77] P. Weiss and A. Piccard, “Le phénomène magnéto-calorique,” *J. Phys. Theor. Appl.*, vol. 7, pp. 103–109, 1917.
- [78] R. Gómez, R. Ferreiro Garcia, A. M. Catoira, and M. R. Gómez, “Magnetocaloric effect: A review of the thermodynamic cycles in magnetic refrigeration,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 17, pp. 74–82, 2013.
- [79] D. J. Griffiths, *Introduction to Electrodynamics*, 4th ed. Cambridge University Press, 2017.
- [80] A. Tishin and Y. Spichkin, *The Magnetocaloric Effect and its Applications*, 1st ed., ser. Condensed Matter Physics. CRC Press, 2003.
- [81] M. Yousuf, P. C. Sahu, H. K. Jajoo, S. Rajagopalan, and K. G. Rajan, “Effect of magnetic transition on the lattice expansion of nickel,” *Journal of Physics F: Metal Physics*, vol. 16, no. 3, p. 373, 1986.
- [82] L. Marick, “Variation of resistance and structure of cobalt with temperature and a discussion of its photoelectric emission,” *Physical Review*, vol. 49, no. 831, 1936.
- [83] V. K. Pecharsky and K. A. G. Jr, “Some common misconceptions concerning magnetic refrigerant materials,” *Journal of Applied Physics*, vol. 90, pp. 4614–4622, 2001.
- [84] N. A. de Oliveira and P. J. V. Ranke, “Theoretical aspects of the magnetocaloric effect,” *Physics Reports*, vol. 489, pp. 89–159, 2010.
- [85] T. Palstra, J. Mydosh, G. Nieuwenhuys, A. van der Kraan, and K. Buschow, “Study of the critical behaviour of the magnetization and electrical resistivity in cubic La(Fe, Si)₁₃ compounds,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 36, no. 3, pp. 290–296, 1983.

- [86] S. Fujieda, A. Fujita, K. Fukamichi, Y. Yamazaki, and Y. Iijima, “Giant isotropic magnetostriction of itinerant-electron metamagnetic $\text{La}(\text{Fe}_{0.88}\text{Si}_{0.12})_{13}\text{H}_y$ compounds,” *Applied Physics Letters*, vol. 79, no. 5, pp. 653–655, 2001.
- [87] A. Fujita and K. Fukamichi, “Control of large magnetocaloric effects in metamagnetic $\text{La}(\text{Fe}_{0.88}\text{Si}_{0.12})_{13}$,” *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 404–406, pp. 554–558, 2005.
- [88] J. Y. Law and V. Franco, “Review on magnetocaloric high-entropy alloys: Design and analysis methods,” *Journal of Materials Research*, vol. 38, pp. 37–51, 2023.
- [89] H. N. Bez, “Magnetocaloric materials and first order phase transitions,” PhD Thesis, July 2015, date of submission: 18th July 2015.
- [90] K. Engelbrecht, K. Nielsen, and N. Pryds, “An experimental study of passive regenerator geometries,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 34, no. 8, pp. 1817–1822, 2011.
- [91] D. Eriksen, K. Engelbrecht, C. R. H. Bahl, R. Bjørk, K. K. Nielsen, A. R. Insinga, and N. Pryds, “Design and experimental tests of a rotary active magnetic regenerator prototype,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 58, pp. 14–21, 2015.
- [92] C. Alves, F. Colman, G. Foleiss, G. Vieira, and W. Szpak, “Numerical simulation and design of a thermomagnetic motor,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 61, pp. 616–622, 2013.
- [93] K. Murakami and M. Nemoto, “Some experiments and considerations on the behavior of thermomagnetic motors,” in *1972 INTERMAG Conference*, 1972, pp. 387–389.
- [94] Y. Takahashi, K. Yamamoto, and M. Nishikawa, “Fundamental performance of triple magnetic circuit type cylindrical thermomagnetic engine,” *Electrical Engineering in Japan*, vol. 154, no. 4, pp. 68–74, 2006.
- [95] C. Palmy, “A thermo-magnetic wheel,” *Europhysics News*, vol. 38, pp. 32–34, 2007.
- [96] T. F. Petersen, N. Pryds, A. Smith, J. Hattel, H. Schmidt, and H. J. H. Knudsen, “Two-dimensional mathematical model of a reciprocating room-temperature active magnetic regenerator,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 31, no. 3, pp. 432–443, 2008.
- [97] J. A. Duffie and W. A. Beckman, *Solar Engineering of Thermal Processes*. John Wiley & Sons, Inc., 2013.
- [98] F. Benford and J. Bock, *A Time Analysis of Sunshine*. General Electric Company, Research laboratory, 1938.
- [99] G. Tiwari and A. Tiwari, *Handbook of Solar Energy: Theory, Analysis and Applications*, ser. Energy Systems in Electrical Engineering. Springer Nature Singapore, 2016.
- [100] S. Kalogirou, “Solar thermal systems: Components and applications—introduction,” in *Comprehensive Renewable Energy*. Amsterdam, The Netherlands: Elsevier, 2012, pp. 1–25.

- [101] E. Kabalci, Ed., *Hybrid Renewable Energy Systems and Microgrids*, 1st ed. Elsevier, 2020.
- [102] C. Maurer, C. Cappel, and T. E. Kuhn, “Progress in building-integrated solar thermal systems,” *Solar Energy*, vol. 154, pp. 158–186, 2017.
- [103] D. Y. Goswami, *Principles of Solar Engineering*, 3rd ed. CRC Press, Taylor & Francis Group, 2015.
- [104] D. D. Maio, C. D’Alessandro, A. Caldarelli, M. Musto, and R. Russo, “Solar selective coatings for evacuated flat plate collectors: Optimisation and efficiency robustness analysis,” *Solar Energy Materials and Solar Cells*, vol. 242, p. 111749, 2022.
- [105] I. Sarbu and C. Sebarchievici, *Solar Heating and Cooling Systems: Fundamentals, Experiments and Applications*, 1st ed. Elsevier, 2016.
- [106] S. Diwania, S. Agrawal, A. S. Siddiqui, and S. Singh, “Photovoltaic–thermal (pv/t) technology: a comprehensive review on applications and its advancement,” *International Journal of Energy and Environmental Engineering*, vol. 11, pp. 33–54, 2020.
- [107] A. H. A. Al-Waeli, H. A. Kazem, M. T. Chaichan, and K. Sopian, *Photovoltaic/Thermal (PVT) Systems Principles, Design, and Applications*. Springer, 2019.
- [108] J. R. S. Moreira, *Energias Renováveis, Geração Distribuída e Eficiência Energética*, 1st ed. Rio de Janeiro: LTC, 2019.
- [109] S. Koochi-Fayegh and M. A. Rosen, “A review of energy storage types, applications and recent developments,” *Journal of Energy Storage*, vol. 27, p. 101047, 2020.
- [110] P. H. Feng, B. C. Zhao, and R. Z. Wang, “Thermophysical heat storage for cooling, heating, and power generation: A review,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 166, p. 114728, November 2020.
- [111] B. Magnetics, “Neodymium sintered - standard grades,” https://bakkermagnetics.com/wp-content/uploads/2019/01/neodymium_sintered_-_standard_grades_0.pdf, acesso 03 fev 2023.
- [112] T. Tadic and B. Fallone, “Design and optimization of superconducting mri magnet systems with magnetic materials,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 22, p. 4400107, 2012.
- [113] R. Lopez and J. Anglada, “Development of a compact and fast trimmable feco magnet for medical gantries,” *Physical Review Accelerators and Beams*, vol. 23, p. 072401, 2020.
- [114] “Mumetal - magnetic shield corp,” <http://www.mu-metal.com>, accessed: 14 March 2022.

- [115] “Magnetic shields – electromagnetic engineering,” <https://magneticshields.co.uk>, accessed: 14 May 2022.
- [116] Z. Sun, A. Schnabel, M. Burghoff, and L. Li, “Calculation of an optimized design of magnetic shields with integrated demagnetization coils,” *AIP Advances*, vol. 6, p. 075220, 2016.
- [117] The MathWorks, Inc., *MATLAB*, The MathWorks, Inc., Natick, Massachusetts, United States, 2023, version R2023b. [Online]. Available: <https://www.mathworks.com/products/matlab.html>
- [118] COMSOL Multiphysics, “Comsol multiphysics® official website,” 2024, acesso 01 abril 2024. [Online]. Available: <https://www.comsol.com>
- [119] G. H. Kaneko, P. V. Trevizoli, A. C. Souza, F. Moro, F. C. Colman, W. A. S. Conceição, and C. S. Alves, “Design and assembling of a magnetic circuit for a thermomagnetic motor apparatus,” in *Proceedings of the 17th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering (ENCIT 2018)*, December 2018, p. 10.
- [120] Y. Wang, H. Zhang, E. Liu, X. Zhong, K. Tao, M. Wu, C. Xing, Y. Xiao, J. Liu, and Y. Long, “Outstanding comprehensive performance of La(Fe, Si)₁₃H_y/In composite with durable service life for magnetic refrigeration,” *Advanced Electronic Materials*, vol. 4, no. 1700636, pp. 1–8, 2018.
- [121] C. Glorieux and J. Thoen, “Thermal and magnetic properties of gadolinium by acoustic detection of optically and magnetically induced temperature oscillations,” *Journal de Physique IV Proceedings*, vol. 04, no. C7, pp. C7–271–C7–274, 1994. [Online]. Available: <https://hal.archives-ouvertes.fr/jpa-00253293>
- [122] K. Matsumoto, D. Murayama, M. Takeshita, Y. Ura, S. Abe, T. Numazawa, H. Takata, Y. Matsumoto, and T. Kuriwa, “Magnetocaloric effect, thermal conductivity, and magnetostriction of epoxy-bonded La(Fe_{0.88}Si_{0.12})₁₃ hydrides,” *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 897, p. 012011, 2017.
- [123] C. R. Maliska, *Fundamentals of Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. Springer, 2023.
- [124] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman, and A. S. Lavine, *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*, 8th ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016.
- [125] B. Liu and C. Jordan, “The long-term average performance of flat-plate solar energy collectors: With design data for the u.s., its outlying possessions and canada,” *Solar Energy*, vol. 7, pp. 53–74, 1963. [Online]. Available: [http://dx.doi.org/10.1016/0038-092X\(63\)90006-9](http://dx.doi.org/10.1016/0038-092X(63)90006-9)
- [126] INMET - Instituto Nacional de Meteorologia, “BDMEP - Banco de Dados Meteorológicos para Ensino e Pesquisa - Série Histórica - Dados por período – Temperatura (C),

- Velocidade do Vento (mps), Radiação (kJpm²),” <http://www.inmet.gov.br/portal/index.php?r=bdmep/bdmep>, Brasília, 2024, acesso em 05 out. 2022.
- [127] Universidade Estadual de Maringá, “Conhecendo maringá,” n.d., acesso em 02 nov. 2022. [Online]. Available: <http://www.pgm.uem.br/maringa/maringa.htm>
- [128] M. Collares-Pereira and A. Rabl, “The average distribution of solar radiation-correlations between diffuse and hemispherical and between daily and hourly insolation values,” *Solar Energy*, vol. 22, pp. 155–164, 1979. [Online]. Available: [http://dx.doi.org/10.1016/0038-092X\(79\)90100-2](http://dx.doi.org/10.1016/0038-092X(79)90100-2)
- [129] S. Bhattarai, J.-H. Oh, S.-H. Euh, G. K. Kafle, and D. H. Kim, “Simulation and model validation of sheet and tube type photovoltaic thermal solar system and conventional solar collecting system in transient states,” *Solar Energy Materials & Solar Cells*, vol. 103, pp. 184–193, 2012. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1016/j.solmat.2012.04.017>
- [130] Laboratório de Energia Solar – LABREN, INPE, “Atlas brasileiro de energia solar 2017,” n.d., acesso em 20 fev. 2023. [Online]. Available: https://labren.ccst.inpe.br/atlas_2017.html#mod
- [131] J. A. A. d. Silva, B. P. d. Alvarenga, S. P. Pimentel, and E. G. Marra, “Tratamento e análise de dados solarimétricos da estação meteorológica da emc/ufg,” in *Anais do VII Congresso Brasileiro de Energia Solar*. Associação Brasileira de Energia Solar (ABENS), abril 2018, gramado, 17 a 20 de abril de 2018.