

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

LORENZO DOS SANTOS CORRÊA

**PROJETO OTIMIZADO DE UM SISTEMA DE CONVERSÃO TERMOMAGNÉTICA
PARA MOTOR DO TIPO TESLA ALTERNATIVO COM RETORNO POR MOLA**

Belo Horizonte
2020

LORENZO DOS SANTOS CORRÊA

**PROJETO OTIMIZADO DE UM SISTEMA DE CONVERSÃO TERMOMAGNÉTICA
PARA MOTOR DO TIPO TESLA ALTERNATIVO COM RETORNO POR MOLA**

Trabalho de graduação submetido à Universidade Federal de Minas Gerais como parte dos requisitos para obtenção do título de bacharel, do curso de Engenharia Mecânica, sob orientação do Professor Paulo Vinicius Trevizolli.

**Belo Horizonte
2020**

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ENGENHARIA MECÂNICA – TRABALHO DE GRADUAÇÃO II (TG II)

Esta versão da monografia de autoria de LORENZO DOS SANTOS CORRÊA, intitulada PROJETO OTIMIZADO DE UM SISTEMA DE CONVERSÃO TERMOMAGNÉTICA PARA MOTOR DO TIPO TESLA ALTERNATIVO COM RETORNO POR MOLA está revisada e atende às recomendações da Banca Examinadora, em conformidade com a formatação requerida, sendo, assim, considerada versão final.

Paulo Trevisoli (2804167)

06/11/2020

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ENGENHARIA MECÂNICA
TRABALHO DE GRADUAÇÃO II - 1º SEMESTRE 2020

NOME: Lorenzo dos Santos Corrêa () NOTURNO (x) DIURNO
Título do TG II: PROJETO OTIMIZADO DE UM SISTEMA DE CONVERSÃO
TERMOMAGNÉTICA PARA MOTOR DO TIPO TESLA ALTERNATIVO COM
RETORNO POR MOLA

Autorizo o Colegiado do Curso de Graduação em Engenharia Mecânica da UFMG
publicar, por via eletrônica, a íntegra de minha monografia do Trabalho de Graduação II.
Declaro ainda que esta monografia não contém qualquer forma de plágio.
Assinatura do Autor: Lorenzo dos Santos Corrêa (80146270)

Esta apresentação de TG II está autorizada pelo Prof. Horacio V Duarte.

**AVALIAÇÃO DA APRESENTAÇÃO DE
TG II PELA BANCA**

Tópicos a avaliar: (§2º, Resolução 02/2007 do Colegiado do Curso de Engenharia Mecânica)	<ul style="list-style-type: none">● Fundamentação teórica do problema;● Consistência dos resultados;● Organização do texto da monografia;● Qualidade da redação da monografia;● Qualidade da apresentação.			
	Duração da apresentação 15 a 20 minutos			
Membros da banca	Orientador	Exam. 1	Exam. 2	Exam. 3(*)
Notas (Max 100 pontos)	100	100	100	

(*): Se existente

ASSINATURAS DOS MEMBROS DA BANCA APÓS A DEFESA

ORIENTADOR : Paulo V. Trevizoli	ASSINATURA: Paulo Trevizoli (2804167)
EXAMINADOR 1: Rudolf Huebner	ASSINATURA: Rudolf Huebner (40027618)
EXAMINADOR 2: Márcio Fonte-Boa Cortez	ASSINATURA: Márcio Fonte-Boa Cortez (67820410)
EXAMINADOR 3: (se existente)	ASSINATURA: _____
Data da apresentação: 22/10/2020	Local da apresentação: Virtual (Microsoft Teams)

Média das notas dos membros da banca	
Nota antes da entrega da Versão Final do TG II:	100

Aprovação final Prof. HORACIO V DUARTE no lançamento da nota no Diário de Classe.



AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, José e Marta, pelo apoio familiar que eu tive, não só durante a graduação, como durante minha vida toda.

Ao corpo docente do curso de Engenharia Mecânica, pelo conhecimento fornecido durante a minha realização deste curso. Em especial, aos Prof. Rudolf Huebner e Márcio Fonte-Boa Cortez, pela participação na banca de avaliação deste trabalho e pelas valorosas contribuições.

Ao programa de apoio à professores recém-contratados, pelas verbas fornecidas para o início da pesquisa.

À minha namorada, Laura, pelo incentivo, apoio emocional e compreensão dados durante essa jornada, e pelos bons momentos compartilhados.

Ao meu orientador, professor Paulo V. Trevizoli, pela orientação e pelos ensinamentos essenciais, tanto para a conclusão deste trabalho quanto para de futuros.

RESUMO

Energia é um insumo fundamental na sociedade moderna. A demanda crescente por energia devido a fatores econômicos e antropogênicos leva à busca por fontes renováveis e de menor impacto ambiental, bem como o desenvolvimento de sistemas de conversão de energia mais eficientes para o melhor aproveitamento dos recursos disponíveis. Nesse contexto, sistemas termomagnéticos se apresentam como uma alternativa para melhorar os processos de conversão de energia, fazendo o reaproveitamento de rejeitos térmicos de baixa temperatura (*low-grade*) para fins de produção ou armazenamento de energia, levando a uma menor perda de energia. O presente trabalho propõe o projeto otimizado de um motor termomagnético alternativo com retorno por mola. Esse motor emprega um meio poroso composto por esferas de gadolínio (Gd) o qual interage magneticamente com um circuito magnético do tipo Halbach de cilindros concêntricos, capaz de gerar um campo magnético máximo ao redor de 1,5 T. Uma mistura de água com etilenoglicol é utilizada para promover as correntes quente e fria, empregadas para resfriar (para tornar o Gd ferromagnético) e aquecer (para tornar o Gd paramagnético) o material magnético. Para obter o projeto otimizado, foi desenvolvido um modelo matemático da transferência de calor em um meio poroso acoplada aos fenômenos termomagnéticos que norteiam a física do problema, incluindo o Efeito Magnetocalórico. O modelo foi implementado numericamente utilizando o Método dos Volumes Finitos, em linguagem Python. Por fim, propõe-se um procedimento de otimização. As variáveis independentes na otimização são a constante elástica da mola de retorno, a vazão mássica, a temperatura da fonte quente e o comprimento do trocador de calor. Já as funções objetivos a serem minimizadas são a razão de trabalho reverso e a entropia gerada pelo sistema. Os valores ótimos encontrados foram 1700 N/m para a constante da mola, 84 kg/h para a vazão mássica, 313 K para temperatura de fonte quente e 51 mm para comprimento do trocador de calor, os quais resultaram nos valores de $BWR = 11,1 \%$ e $0,027333 \text{ J/K}$ de entropia gerada. De posse desses parâmetros otimizados, foi possível fazer o projeto conceitual bem como projetar algumas peças do motor proposto.

Palavras-chave:

Motor termomagnético; Magnetização; Meios porosos; Materiais magnéticos; Análise numérica; Otimização

ABSTRACT

Energy is a fundamental input in modern society. The rising demand for energy due to economic and anthropogenic factors lead to the search for renewable sources with less environmental impact, as well as to the development of more efficient energy conversion systems for better use of the available resources. In this context, thermomagnetic systems are alternatives to enhance energy conversion processes, reusing low-grade thermal waste to produce or store energy, leading to a lesser loss of exergy. The present work proposes the optimized project of an alternative thermomagnetic motor with spring return. This motor utilizes a porous media composed of gadolinium (Gd) spheres, which interact magnetically with a Halbach concentric cylinders magnetic circuit, able of generate a maximum magnetic field of approximately 1,5T. A mixture of water with ethylene glycol is used to promote the hot and cold flows, used to refrigerate (to turn Gd ferromagnetic) and heat (to turn Gd paramagnetic) the magnetic material. In order to obtain an optimized project, a mathematic model of heat transfer in a porous media coupled with the thermomagnetic phenomena that guide the physics of the problem, including the Magnetocaloric Effect, was developed. The model was implemented numerically using the Finite Volume Method in Python programming language. Lastly, a optimization process was proposed. The independent variables in the optimization are the elastic modulus, massic flow rate, hot source temperature and the length of the heat exchanger. The objective functions to be minimized are the backwork ratio (BWR) and the entropy generated by the system. The optimal values found were elastic modulus of 1700 N/m, hot source temperature of 313 K, massic flow rate of 84kg/h and length of the heat exchanger of 51mm, which result in $BWR = 11,1\%$ and entropy generated equal to 0,027333 J/K. With the optimized parameter, it was possible to make a conceptual project, as well as to project some of the motors components.

Keywords:

Thermomagnetic motor; Magnetization; Porous media; Magnetic Materials; Numerical Analysis; Optimization.

LISTA DE SÍMBOLOS

ε	Porosidade do meio
t	Tempo
u	Velocidade
x	Posição
\hbar	Coefficiente de convecção
β	Razão da área superficial por volume
T_f	Temperatura do fluido
ρ_f	Massa específica do fluido
$c_{p,f}$	Calor específico do fluido
k_d	Condutividade térmica
P	Pressão
ρ_s	Massa específica do sólido
$c_{p,s}$	Calor específico do sólido
T_s	Temperatura do sólido
T_{s0}	Temperatura inicial do sólido
μ	Viscosidade
d_p	Diâmetro de esfera
Re	Número de Reynolds
Pr	Número de Prandt
A_c	Área da secção transversal
\dot{m}	Vazão mássica de fluido
H	Campo magnético
ΔT_{ad}	Varição de temperatura adiabática
ΔH	Varição de campo magnético
H_{apl}	Campo magnético aplicado
H_{des}	Campo magnético desmagnetizante

$H_{int,res}$	Campo magnético interno resultante
N_d	Coeficiente de desmagnetização
M	Magnetização
k_f	Condutividade térmica do fluido
Pe_m	Número de Peclet da malha
Re_m	Número de Reynolds da malha
α_m	Coeficiente advectivo do WUDS
β_m	Coeficiente difusivo do WUDS
T_p	Temperatura do elemento analisado
T_e	Temperatura do elemento leste
T_w	Temperatura do elemento oeste
A_p	Coeficiente multiplicativo de T_p
A_e	Coeficiente multiplicativo de T_e
A_w	Coeficiente multiplicativo de T_w
B_p	Coeficiente não multiplicativo de temperaturas
T_{p0}	Temperatura do elemento no instante de tempo anterior
A_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
B_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
C_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
D_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
P_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
Q_m	Coeficiente para aplicação do TDMA
T_m	Temperatura do volume de índice m
T_{fik}	Temperatura do fluido no volume i na iteração k
F_{mag}	Força magnética
V	Volume
μ_0	Permeabilidade magnética

F_{mola}	Força da mola
k	Constante elástica da mola
$T_{fij k}$	Temperatura do fluido no volume i , no instante de tempo j , na iteração k
ΔP	Perda de carga
\dot{W}_{bomb}	Potência de bombeamento
\dot{W}_{prod}	Potência produzida
\dot{W}_{liq}	Potência líquida
BWR	Razão de trabalho reverso
S_{gen}	Entropia gerada
Q	Calor transferido
η_c	Rendimento do ciclo de Carnot
T_C	Temperatura de fonte fria
T_H	Temperatura de fonte quente
L_{TCM}	Comprimento do trocador de calor magnético
k_{mola}	Constante elástica da mola
G	Módulo de cisalhamento
N_t	Número de espiras
N_a	Número de espiras ativas
d	Diâmetro de arame
D	Diâmetro médio de espira
D_1	Diâmetro do laço
D_2	Diâmetro da flexão
C	Índice de mola
C_1	Razão entre o diâmetro do laço e o diâmetro do arame
C_2	Razão entre o diâmetro da flexão e o diâmetro do arame
A	Coeficiente para tensão última
m	Expoente para tensão última

τ	Tensão de cisalhamento
σ_e	Tensão de flexão na extremidade da mola
τ_e	Tensão de torção na extremidade da mola
F	Força máxima atuante na mola
L_0	Comprimento não deformado da mola
τ_i	Tensão residual de fabricação do arame
m	Massa
h	Altura

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Comparação esquemática sistema pistão-cilindro com sistema termomagnético.....	19
Figura 2. Desenho esquemático dos principais componentes de um motor termomagnético.....	23
Figura 3. Tipos de motores termomagnéticos: (a) alternativo com retorno por mola; (b) alternativo com retorno por gravidade; (c) alternativo puramente magnético; (d) rotativo.	24
Figura 4. Desenho esquemático das quatro etapas do ciclo termomagnético.	25
Figura 5. Diagramas Temperatura-Entropia para: (a) ciclo de Ericsson; (b) ciclo de Brayton. Na figura T é temperatura, S é a entropia e H o campo magnético.....	26
Figura 6. Diagrama entropia-temperatura de um sólido magnético e a representação das duas formas de manifestação do EMC.....	27
Figura 7. a) ΔS em função da temperatura para diferentes MM; b) ΔT_{ad} em função da temperatura e do campo magnético aplicado, para uma liga a base de LaFeSi.....	28
Figura 8. Magnetização em função da temperatura para material de: (a) segunda ordem; e (b) primeira ordem.....	30
Figura 9. Representação do ciclo termomagnético com variação do campo alto de 1 T para 1,5 T para a) variação de temperatura de 5°C e b) variação de temperatura de 17°C.	33
Figura 10. (a) Estrutura da PMII cedida pela UVic ao StreamLab; (b) Desenho do circuito magnético composto por três cilindros concêntricos. A região verde é onde o campo magnético é gerado.	36
Figura 11. Montagem esquemática do motor e movimento do trocador de calor.....	37
Figura 12. Perfil de velocidades dos escoamentos quente e frio em relação a o período do ciclo.....	39
Figura 13. EMC do Gd em função da temperatura para variação de campo magnético de 1 T. Dados obtidos da Teoria WDS.....	42
Figura 14. (a) Campo magnético aplicado; (b) Alinhamento dos ímãs internos do material; (c) Caracterização do campo desmagnetizante interno.	44
Figura 15. Curva de magnetização do Gd em função da temperatura e do campo magnético, obtido via Teoria WDS.....	45
Figura 16. Ilustração da disposição dos volumes finitos utilizada na discretização da equação de energia para a fase fluido.....	47
Figura 17. Algoritmo usado para a simulação.....	54
Figura 18. Posição do trocador de calor ao longo de uma simulação.....	57
Figura 19. Intensidade do campo magnético com base na posição dentro do cilindro.....	59

Figura 20. Divisão dos grupos e exemplo de escolha de um valor para o parâmetro da constante elástica da mola em uma das simulações.....	68
Figura 21. Resultado característico obtido para cada combinação de k_{mola} e T_H , sendo plotado as isolinhas de \dot{W}_{liq} , BWR e S_{gen} em função de \dot{m} e L_{TCM} . Nessa figura, $k_{mola}=1300$ N/m e $T_H=313$ K.....	71
Figura 22. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 313$ K.....	77
Figura 23. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 323$ K.....	77
Figura 24. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 333$ K.	78
Figura 25. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 313$ K.	78
Figura 26. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 323$ K.	79
Figura 27. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 333$ K.	79
Figura 28. Resultados para $k_{mola} = 1700$ N/m e $T_H = 313$ K.	80
Figura 29. Resultados para $k_{mola} = 1700$ N/m e $T_H = 323$ K.	80
Figura 30. Resultados para $k_{mola} = 1700$ N/m e $T_H = 333$ K.	81
Figura 31. Esquema construtivo do sistema projetado em (a) vista externa; (b) vista em corte; (c) detalhes da região interna do circuito magnético e do TCM.	92
Figura 32. Imagens fora de escala apresentando as medidas importantes do trocador de calor....	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Dados de entrada do programa para a simulação.....	58
Tabela 2. Variáveis independentes e suas faixas de valores utilizados na otimização.....	67
Tabela 3. Divisão dos grupos para a primeira otimização.....	68
Tabela 4. Faixas de valores para cada variável independente redefinidas para a segunda etapa da otimização.....	69
Tabela 5. Resultados da análise de malha.....	74
Tabela 6. Desvios observados entre a malha selecionada (1000 volumes x 0,001 s) e sua respectiva malha mais refinada.....	75
Tabela 7. Resultados para análise das condições de contorno com comprimento de 105mm.....	75
Tabela 8. Valores obtidos a partir do procedimento de otimização para $\dot{W}_{liq} = 6 \text{ W}$	87
Tabela 9. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelas interpolações.....	88
Tabela 10. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelo modelo matemático.....	89
Tabela 11. Desvios percentuais comparando os resultados da interpolação com o modelo matemático.....	89
Tabela 12. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelo modelo matemático, incluindo o EMC na simulação.....	90
Tabela 13. Desvios percentuais comparando os resultados da interpolação com o modelo matemático.....	91
Tabela 14. Parâmetros do material utilizados para a mola, da mola projetada e tensões máximas de operação.....	97

SUMÁRIO

Sumário

1	INTRODUÇÃO.....	17
1.1	OBJETIVOS	21
1.1.1	Objetivo Geral	21
2	REVISÃO DE LITERATURA	22
2.1	COMPONENTES DE UM MOTOR TERMOMAGNÉTICO.....	22
2.2	TIPOS DE MOTORES TERMOMAGNÉTICOS.....	23
2.3	PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DE UM MOTOR TERMOMAGNÉTICO E SEU CICLO TERMODINÂMICO	25
2.4	EFEITO MAGNETOCALÓRICO (EMC).....	27
2.5	MATERIAIS MAGNÉTICOS E TIPOS DE TRANSIÇÃO DE FASE.....	28
2.6	ESTADO DA ARTE DOS MOTORES TERMOMAGNÉTICOS	30
3	MODELAGEM MATEMÁTICA E IMPLEMENTAÇÃO NUMÉRICA.....	35
3.1	CONCEPÇÃO DO MOTOR EM PROJETO	35
3.2	MODELO MATEMÁTICO	37
3.2.1	Transferência de Calor	37
3.2.2	Escoamento e Perda de Carga	39
3.2.3	Efeito Magnetocalórico (EMC).....	41
3.2.4	Perdas por Desmagnetização.....	43
3.2.5	Correlações.....	46
3.3	IMPLEMENTAÇÃO NUMÉRICA.....	46
3.3.1	Discretização da Equação da Energia para a Fase Fluido	46
3.3.2	Condições de Contorno	48
3.3.3	O TDMA	49
3.3.4	Critério de Convergência	50
3.4	Sistema de Movimentação	51
3.4.1	Movimentação Durante o Aquecimento	52
3.4.2	Movimentação Durante o Resfriamento	52
3.5	ALGORITMO.....	53

3.5.1	Estrutura 1: Algoritmo das Etapas de Resfriamento e Aquecimento.....	54
3.5.2	Estrutura 2: Algoritmo Geral da Simulação.....	56
3.6	DADOS DE ENTRADA	57
3.7	DADOS DE SAÍDA	60
4	OTIMIZAÇÃO.....	62
4.1	FUNÇÕES OBJETIVOS.....	62
4.2	VARIÁVEIS INDEPENDENTES.....	65
4.3	PROCEDIMENTO DE OTIMIZAÇÃO.....	67
4.3.1	Etapa 1 – Identificando as Regiões de Interesse	67
4.3.2	Etapa 2 – Refinando as Regiões de Interesse.....	68
4.3.3	Etapa 3 – Interpolação.....	69
4.3.4	Etapa 4 – Identificação dos Parâmetros Ótimos.....	70
4.3.5	Etapa 5 – Verificação	72
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	73
5.1	ANÁLISE DA INDEPENDÊNCIA DO TAMANHO DE MALHA	73
5.1.1	Análise das condições de contorno	75
5.2	RESULTADOS DO PROCEDIMENTO DE OTIMIZAÇÃO.....	76
5.2.1	Efeito da Temperatura.....	81
5.2.2	Efeito da Constante Elástica da Mola	82
5.2.3	Efeito do Comprimento do Trocador de Calor Magnético	83
5.2.4	Efeito da Vazão Mássica.....	84
5.2.5	Comportamento em relação da Potência Líquida	86
5.3	SELEÇÃO DOS PARÂMETROS OTIMIZADOS.....	86
5.4	VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS DA INTERPOLAÇÃO	88
5.6	AVALIANDO O IMPACTO DO EFEITO MAGNETOCALÓRICO SOBRE O RESULTADO.....	90
6	DESENHOS E CARACTERÍSTICAS CONSTRUTIVAS DO PROJETO DO MOTOR TERMOMAGNÉTICO.....	92
6.1	TROCADOR DE CALOR MAGNÉTICO.....	93
6.2	MANCAIS LINEARES.....	94
6.3	ESTRUTURA	94
6.4	MOLA.....	95
6.5	ESTRUTURA DE SUPORTE PARA A MOLA	98

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	99
7.1 PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....	100
8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	102

1 INTRODUÇÃO

Energia é um insumo fundamental para a sociedade moderna. Segundo dados da OCDE (2020), as previsões quanto ao consumo de energia no mundo são alarmantes, chegando à casa dos 64% de aumento na demanda para as próximas décadas. Nesse cenário, a produção de energia via fontes renováveis ou não-renováveis deve ter aumento expressivo para atender tal demanda, sendo as fontes não-renováveis geralmente mais atrativas, especialmente devido à aspectos econômicos e de disponibilidade técnica. Porém, os impactos ambientais e as mudanças climáticas possivelmente irão pautar as políticas ambientais no sentido a restringir o uso de sistemas de produção de energia que são mais poluentes.

Em contrapartida, um outro viés de pensamento é o desenvolvimento de sistemas de conversão mais eficientes, bem como de sistemas de armazenamento de energia. Nos diferentes sistemas conversão de energia, como usinas termoeletricas, nucleares, heliotermicas, entre outras, bem como em indústrias de processos, existem rejeitos térmicos em diferentes faixas de temperatura que, por vezes, são despejados para o ambiente por não ter um valor agregado atrativo (KISHORE e PRIYA, 2018a). De acordo com Forman *et al* (2016), 72% do consumo da energia primária global é perdida após a conversão; além disso, 63% de rejeitos térmicos apresentam temperaturas abaixo de 100°C e são mais comumente encontrados nos sistemas de geração de eletricidade. Porém, esses rejeitos poderiam ser armazenados ou utilizados em sistemas de cogeração (KAPIL *et al*, 2012).

Os rejeitos térmicos podem ser classificados como: i) *high-grade*, com temperaturas acima de 650°C; ii) *medium-grade*, temperaturas entre 230°C e 650°C; e iii) *low-grade*, para temperaturas

menores que 230°C. Salienta-se que quanto maior a temperatura do rejeito mais fácil e atrativo é recuperar o calor que seria perdido. Porém, à medida que a temperatura do rejeito térmico é reduzida, a recuperação do calor torna-se menos atrativa, tanto termodinamicamente, devido a redução do rendimento de Carnot, como economicamente. É de conhecimento geral que os sistemas de recuperação de energia para rejeitos do tipo *low-grade*, conhecidos como *energy harvesters*, possuem baixas eficiências (KISHORE, 2020).

Diversos tipos de sistemas do estado sólido são propostos para a utilização como *energy harvesters*, como sistemas baseados nos efeitos Seebeck, termoelástico, termomagnético (KISHORE e PRIYA, 2018a, DUAN *et al*, 2018), entre outros. Os dispositivos baseados no efeito termomagnético podem ser geradores ou motores capazes de converter calor em, respectivamente, eletricidade ou energia mecânica. Os primeiros desenvolvimentos nessa área datam do final do século XIX, com as patentes de Thomas Edson (1888) e Nikola Tesla (1889). O sistema patenteado por Tesla, conhecido como motores termomagnéticos ou motores de Tesla, é o tema do presente trabalho.

Os motores termomagnéticos são dispositivos que convertem calor em trabalho seguindo um ciclo termodinâmico específico. Essa conversão se dá por meio da alternância no ordenamento magnético de alguns materiais e a sua interação com um campo magnético externo.

Para ilustrar o processo de conversão termomagnética, a Fig. 1 compara esquematicamente um sistema pistão-cilindro (SPC), como os utilizados em motores de combustão interna ou motores Stirling, por exemplo, com um sistema termomagnético (STM). A primeira diferença a ser observada, é que o SPC utiliza um fluido, ao passo que o STM utiliza um sólido magnético operando ao redor da temperatura de transição de fases magnéticas, ou temperatura de Curie (T_{Curie}).

No sistema de produção de potência convencional, um fluido realiza trabalho líquido em um ciclo por meio de sucessivos processos de compressão (W_{ent}) e expansão (W_{sai}), a medida que recebe calor (Q_{ent}) a partir de um reservatório quente, e rejeita calor (Q_{sai}) para um reservatório frio. O motor termomagnético possui a mesma dinâmica, porém, o fluido é substituído por um material magnético (MM) sólido que interage com um gradiente de campo magnético. Na figura, o ímã é representado pelos blocos cinzas, e a região amarela possui elevado campo magnético.

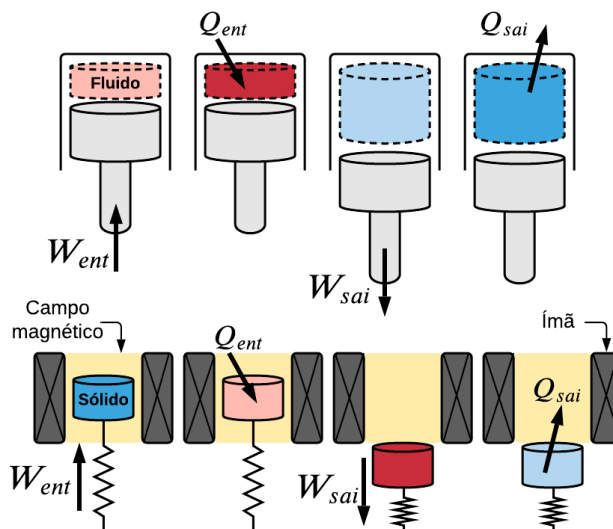


Figura 1. Comparação esquemática sistema pistão-cilindro com sistema termomagnético. Fonte: Autor.

O fornecimento de calor (Q_{ent}) ao MM - elevando a sua temperatura acima da temperatura de Curie - resulta em uma mudança do seu ordenamento magnético e, deste modo, o MM passa a ser não-magnético. Assim sendo, a força de atração magnética tende a zero e o MM pode ser removido da região de campo alto, em um processo similar à expansão (W_{sai}), por meio da ação de uma mola de tração, por exemplo. No que diz respeito ao processo ser similar à expansão adiabática de um gás, o respectivo processo no ciclo termomagnético é conhecido como desmagnetização adiabática, sendo que o MM tem sua temperatura reduzida quando removido da região de campo elevado. À desmagnetização adiabática também dá-se o nome de Efeito Magnetocalórico (EMC) (PECHARSKY e GSCHNEIDNER, 1999; SMITH, 2013).

De maneira reversível, ao remover calor do MM (Q_{sai}) - diminuindo a sua temperatura abaixo da temperatura de Curie - a atração magnética (fase ferromagnética) é reestabelecida, e o MM é atraído de volta para a região de campo magnético elevado. Esse seria um processo similar a compressão de um gás (W_{ent}), em que o EMC é novamente observado pelo aumento da temperatura do MM quando sobre ele aumenta-se o campo magnético externo. Repetindo esses processos de forma cíclica, seguindo um ciclo termodinâmico, é possível converter calor em trabalho.

Neste ponto, destaca-se que a substituição de um fluido por um material sólido tende a reduzir as irreversibilidades que ocorrem principalmente nos processos de compressão e expansão do fluido. Logo, os sistemas do estado sólido, teoricamente, podem apresentar maior eficiência

exérgica (TREVIZOLI *et al*, 2016). Por outro lado, os sistemas termomagnéticos apresentam baixo rendimento energético, conforme apresentado em trabalhos publicados na literatura (BESSA *et al*, 2018; KISHORE e PRIYA, 2018b), bem como resultados internos obtidos pelo grupo de pesquisas do Laboratório de Sistemas Térmicos Emergentes (*StreamLab*) da UFMG. Logo, não é prático ou economicamente viável fornecer calor a um motor termomagnético obtido a partir da queima de um combustível e, assim sendo, a sua aplicação se restringe ao reaproveitamento de rejeitos térmicos.

A proposta de utilizar o efeito da temperatura sobre as propriedades magnéticas dos materiais para produzir trabalho data de antes de década de 1970 (MURAKAMI, 1972), mas as pesquisas nessa área ainda são escassas e recentes. A descoberta dos materiais com efeito magnetocalórico gigante por Pecharsky e Gschneidner (1997) desencadeou o desenvolvimento de sistemas de refrigeração e bombas de calor magnéticas (KITANOVISKI e EGOLF, 2010; KITANOVISKI *et al*, 2014). Estes materiais possuem transição magnética (e estrutural) de primeira ordem, a qual associa uma elevada variação de magnetização específica com uma abrupta transição de fases ao redor da temperatura de Curie (PECHARSKY *et al*, 2001; GUTFLEISCH *et al*, 2016; LYUBINA, 2017), o que potencializa a sua aplicação em motores termomagnéticos. Mais que isso, os avanços na área de ímãs permanentes à base de NdFeB e de circuitos magnéticos como o arranjo Halbach (BJORK *et al*, 2010) também potencializa o desenvolvimento tanto de motores quanto de bombas de calor e refrigeradores magnéticos.

Apesar desta atratividade, os custos envolvidos no desenvolvimento de protótipos, especialmente relacionados a aquisição de ímãs permanentes de alto rendimento e materiais magnéticos, são um empecilho ao desenvolvimento de estudos experimentais, de tal modo que trabalhos teóricos têm tido relevante contribuição para o desenvolvimento da área. Pesquisas teóricas e numéricas recentes avaliaram a influência de parâmetros como a variação de temperatura e a variação de campo magnético sobre os valores de trabalho específico do motor e a eficiência relativa do ciclo térmico quando comparado ao ciclo de Carnot, bem como a utilização de diferentes MM e a comparação do seu desempenho termodinâmico quando submetidos a ciclos termodinâmicos (BESSA *et al*, 2018; KISHORE e PRIYA, 2018b). Além disso, trabalhos de simulação buscaram entender a dinâmica térmica dos motores e também otimizar parâmetros de operação (SOUZA, 2017; EVARISTO, 2019).

Contudo, diversos aspectos físicos e operacionais relacionados a motores termomagnéticos ainda foram pouco explorados. Parâmetros como o posicionamento e a movimentação do MM em relação às outras partes do motor são importantes para a execução do ciclo térmico com melhor aproveitamento de energia, dado que as regiões onde ele entra em contato com a fonte fria e com a fonte quente são diferentes. A troca de calor, comumente feita por convecção forçada, limita a velocidade de operação do motor, uma vez que o material magnético (que atua como um pistão, vide a Fig. 1) só consegue realizar movimento quando a sua temperatura se afasta da temperatura de transição de fases magnéticas.

Neste sentido, a estruturação do material magnético como um leito poroso fixo pode potencializar a transferência de calor, devido à grande razão entre área superficial e volume do sólido envolvido e, conseqüentemente, mitigar a limitação da velocidade de operação. Tal análise pode ser realizada por meio de um modelo matemático robusto, capaz de simular o processo de transferência de calor em um meio poroso acoplado aos fenômenos termomagnéticos e, seguindo um ciclo termodinâmico, obter-se valores para a potência produzida, a potência consumida, além de quantificar as irreversibilidades devido a perdas viscosas e transferência de calor existentes no sistema.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo Geral

O objetivo geral do presente trabalho é o projeto de um motor termomagnético alternativo com retorno por mola, cujo os parâmetros construtivos e operacionais de projeto são obtidos por meio de um modelo matemático para a transferência de calor acoplado aos fenômenos termomagnéticos, e de uma rotina de otimização, cujo as funções objetivos são minimizar o *Back Work Ratio* (BWR) e minimizar a entropia gerada.

2 REVISÃO DE LITERATURA

2.1 COMPONENTES DE UM MOTOR TERMOMAGNÉTICO

Os motores termomagnéticos, ilustrados esquematicamente na Fig. 2, são basicamente compostos por (KISHORE e PRIYA, 2018a):

- Material magnético (MM) com transição de fases magnéticas ao redor da temperatura ambiente. O MM deve ser processado em uma geometria porosa, que permita o escoamento do fluido de trabalho para promover as trocas térmicas, ou seja, para atuar como um trocador de calor, aqui denominado Trocador de Calor Magnético (TCM, região cinza na Fig. 2). Dentre as geometrias utilizadas, destacam-se o leito de esferas, banco de pinos, placas paralelas e canais (KITANOVSKI *et al*, 2014; TREVIZOLI *et al*, 2016; TREVIZOLI *et al*, 2008; EVARISTO, 2019).
- Circuito magnético, composto por ímãs permanentes, em geral à base de NdFeB (região vermelha na Fig. 2 – as setas brancas indicam a direção da remanência do ímã permanente). O circuito magnético tem o objetivo de criar uma região de campo magnético alto, estabelecendo entre a região interna do circuito e suas bordas um gradiente de campo magnético (ilustrado na Fig. 2 por um gradiente de cores e linhas pontilhadas). Esse gradiente de campo é o *driving force* para a operação do motor termomagnético. Os circuitos magnéticos à base de ímãs permanentes podem ter diversas geometrias e fornecer intensidades de campos magnéticos de até 2 T (BJORK *et al*, 2010; KITANOVSKI *et al*, 2014).

- Mecanismo, que atua sobre o TCM e o remove da região de campo alto quando a força de atração magnética tende a zero. Assim sendo, a cada instante do ciclo existe um balanço entre as força de atração magnética e a força imposta pelo mecanismo, cujo equilíbrio resulta no posicionamento do TCM na região do gradiente de campo magnético. Informações quanto aos diferentes tipos de mecanismo são apresentadas seção 2.2.
- Reservatórios térmicos, são responsáveis por suprir o motor com correntes de escoamento quente e fria, ou seja, fornecendo ou removendo calor do ciclo em suas respectivas etapas. Seguindo a motivação do reaproveitamento de rejeitos térmicos do tipo *low-grade*, bem como conhecendo o limite de temperatura de operação do ímã permanente (em geral, menores que 150°C, de acordo com a Bakker Magnetics (2020)), a temperatura do reservatório quente deverá ser menor do que 100°C, ao passo que a temperatura do reservatório frio deve ser a do ambiente, ao redor de 20°C. Portanto, o MM deverá possuir transição de fases em temperaturas intermediárias a essa faixa.
- Sistema de bombeamento, responsável por promover o escoamento das correntes quente e fria ao longo de todo o sistema, vencendo as perdas viscosas que ocorrem no TCM.

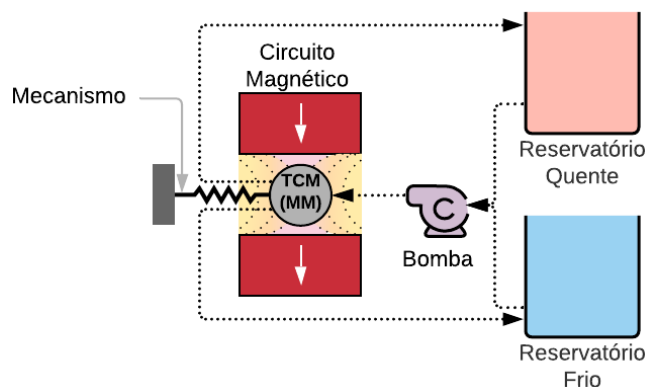


Figura 2. Desenho esquemático dos principais componentes de um motor termomagnético. Fonte: Autor.

2.2 TIPOS DE MOTORES TERMOMAGNÉTICOS

Os motores termomagnéticos podem ser de dois tipos distintos, alternativos ou rotativos (KISHORE e PRIYA, 2018a; KITANOVSKI, 2020), conforme ilustra a Fig. 3. Nos motores alternativos as interações magnéticas entre o MM e o gradiente de campo resultam em um

movimento linear. Em alguns sistemas propostos na literatura, essa classe necessita da presença de um mecanismo para atuar sobre o sistema e remover o MM da região de campo alto. Conforme ilustra a Fig. 3(a), esse mecanismo pode ser uma mola, em que o balanço de forças se dá entre a força magnética e a força da mola; ou como na Fig. 3(b), o mecanismo é a força gravitacional, em que o balanço de forças se dá entre a força magnética e a força peso. Já o sistema apresentado na Fig. 3(c), apesar de linear, ele não conta com a mecanismo, mas sim possui dois conjuntos de TCMs que se encontram em períodos opostos no ciclo termodinâmico (enquanto um é atraído pelo campo magnético, o outro é removido do campo). Neste terceiro caso, os TCMs devem estar conectados por uma estrutura rígida, de tal modo que um atua sobre o outro. Assim, o balanço de força se dá entre as forças magnéticas atuantes sobre os dois TCMs.

Os motores alternativos são conceitualmente mais simples, porém a sua operação é intermitente, o que limita a sua aplicação. Além disso, caso o movimento linear necessite ser convertido para movimento de rotação, deve-se se acoplar um conjunto biela-manivela, ou scotch yoke, ao eixo do motor. Os sistemas rotativos, Fig. 3(d), por sua vez, tem operação contínua, porém são construtivamente mais complexos. Na literatura, os motores rotativos podem ser chamados de *roda de Curie* (TRAPANESE *et al*, 2015). Do mesmo modo como os motores alternativos da Fig. 3(c), eles são totalmente baseados no balanço de forças magnéticas para operar.

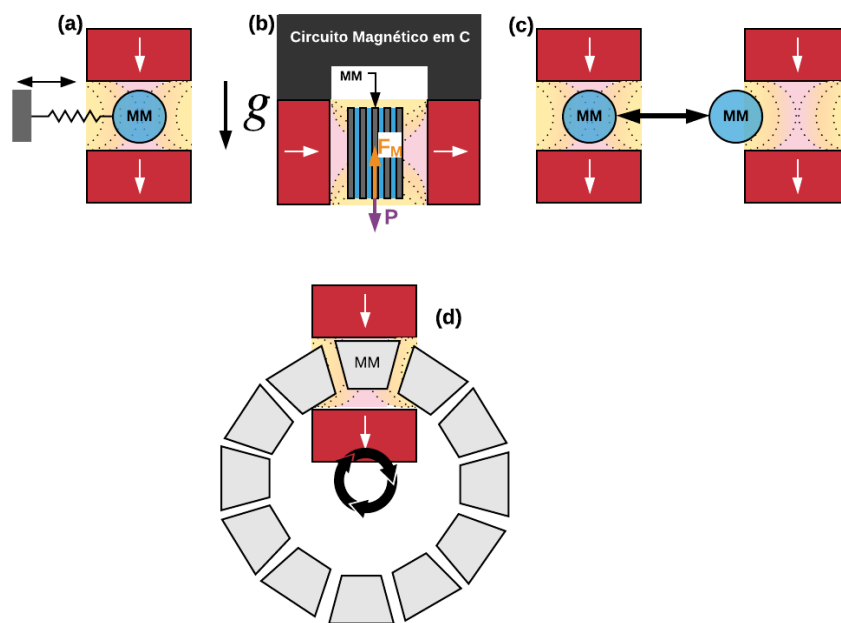


Figura 3. Tipos de motores termomagnéticos: (a) alternativo com retorno por mola; (b) alternativo com retorno por gravidade; (c) alternativo puramente magnético; (d) rotativo. Fonte: Autor

2.3 PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO DE UM MOTOR TERMOMAGNÉTICO E SEU CICLO TERMODINÂMICO

O ciclo de um motor termomagnético pode ser descrito em quatro etapas, conforme ilustra a Fig. 4 para um motor alternativo com retorno por mola (CHRISTIAANESE e BRUCK, 2014; KANEKO *et al.*, 2019):

- Na primeira etapa (Fig. 4(a)), o material magnético começa abaixo de sua temperatura de Curie, o que faz com que seu comportamento seja ferromagnético e ele tenha uma forte interação com o campo magnético. Nesse caso, a força magnética torna-se maior que a força da mola, e o MM é atraído para a região de campo mais alto. Portanto, o sistema realiza trabalho e o Efeito Magnetocalórico (EMC) é verificado, resultante da variação positiva de campo magnético.
- Na segunda etapa (Fig. 4(b)) o MM é aquecido (fornecimento de calor) até que ultrapasse sua T_{Curie} passando, assim, para uma fase não-magnética (como a paramagnética). Nesse caso, a força magnética diminui, tendendo a zero.
- Na terceira etapa (Fig. 4(c)), devido ao aquecimento do MM, a partir de um dado momento, a força da mola passa a ser maior que a magnética, e o MM é removido da região de campo alto. Logo, trabalho é realizado sobre o sistema e, novamente, o EMC é verificado, resultante da variação negativa de campo magnético.
- Na quarta etapa (Fig. 4(d)), o MM é resfriado (remoção de calor), até que sua temperatura seja menor do que a T_{Curie} e seu comportamento ferromagnético seja restaurado. Assim, a força magnética aumenta, até superar a força da mola e reiniciar o ciclo. É importante destacar que, quando alocado fora da região de campo alto, como na Fig. 4(c) e (d), o MM deve estar sujeito a um campo magnético residual (> 0 T), para que a força de atração passe a ser verificada.

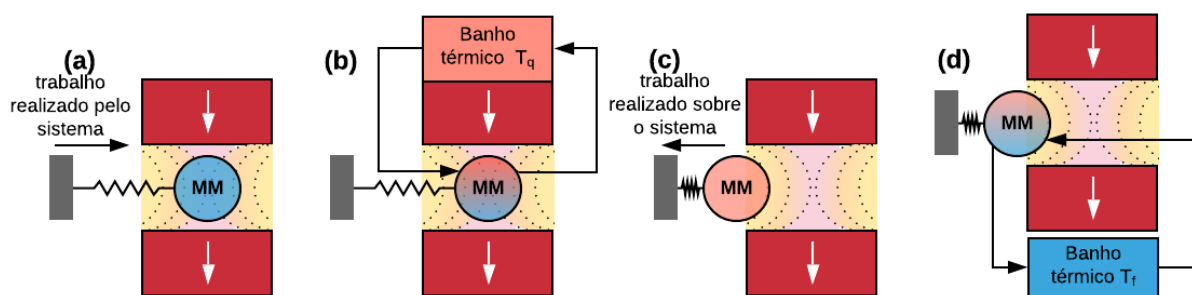


Figura 4. Desenho esquemático das quatro etapas do ciclo termomagnético. Adaptado de: Kaneko et al., 2019.

O ciclo descrito pode ser baseado nos ciclos de Ericsson ou Brayton (CHRISTIAANESE e BRUCK, 2014; BESSA *et al*, 2018; KISHORE e PRIYA, 2018b). O ciclo de Ericsson, apresentado no diagrama Temperatura-Entropia ($T-s$) da Fig. 5(a), é composto por dois processos isocampo magnético (aquecimento e resfriamento à H constante) e dois processos isotérmicos (variação de campo magnético, em que ocorrem os trabalhos realizados pelo ou sobre o sistema). Já o ciclo de Brayton, apresentado no diagrama Temperatura-Entropia ($T-s$) da Fig. 5(b), também é composto por dois processos isocampo magnético (aquecimento e resfriamento à H constante) e dois processos adiabáticos (variação de campo magnético, em que ocorrem os trabalhos realizados pelo ou sobre o sistema). Trabalhos teóricos internos desenvolvidos pelo grupo de pesquisas do Laboratório de Sistemas Térmicos Emergentes (*StreamLab*) da UFMG concluíram que o ciclo de Brayton possui maior rendimento energético, ao passo que o ciclo de Ericsson tem a capacidade de produzir maior trabalho líquido.

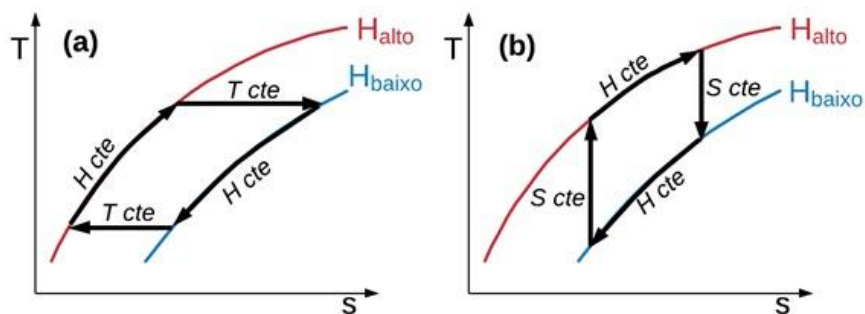


Figura 5. Diagramas Temperatura-Entropia para: (a) ciclo de Ericsson; (b) ciclo de Brayton. Na figura T é temperatura, S é a entropia e H o campo magnético. Fonte: Autor.

Conforme abordado ao longo da descrição do ciclo, nas etapas onde ocorre a variação de campo magnético (positivo e negativo) o EMC é observado. Porém, ao comparar os ciclos nota-se que para Ericsson a variação de campo magnético se dá em condições isotérmicas, sendo verificada uma variação da entropia total (S) do material magnético; ao passo que Brayton a variação de campo ocorre em condições adiabáticas, sendo verificada uma variação da temperatura (T) do MM. Portanto, o EMC pode se manifestar por meio da variação da entropia ou da temperatura do material, como será visto na próxima seção.

2.4 EFEITO MAGNETOCALÓRICO (EMC)

O EMC resulta de uma interação entre os spins dos domínios magnéticos de um material submetido a uma variação na intensidade do campo magnético externo, que acarreta uma variação da parcela magnética da entropia (PECHARSKY e GSCHNEIDNER, 1999). O EMC pode se manifestar de duas maneiras, conforme ilustra o diagrama entropia-temperatura da Fig. 6:

- Mantendo o MM em condições isotérmicas, o EMC é avaliado pela variação da entropia magnética (ΔS_M);
- Mantendo o MM sob condições adiabáticas, o EMC é caracterizado por uma variação da temperatura do MM, chamada de variação adiabática da temperatura (ΔT_{ad});

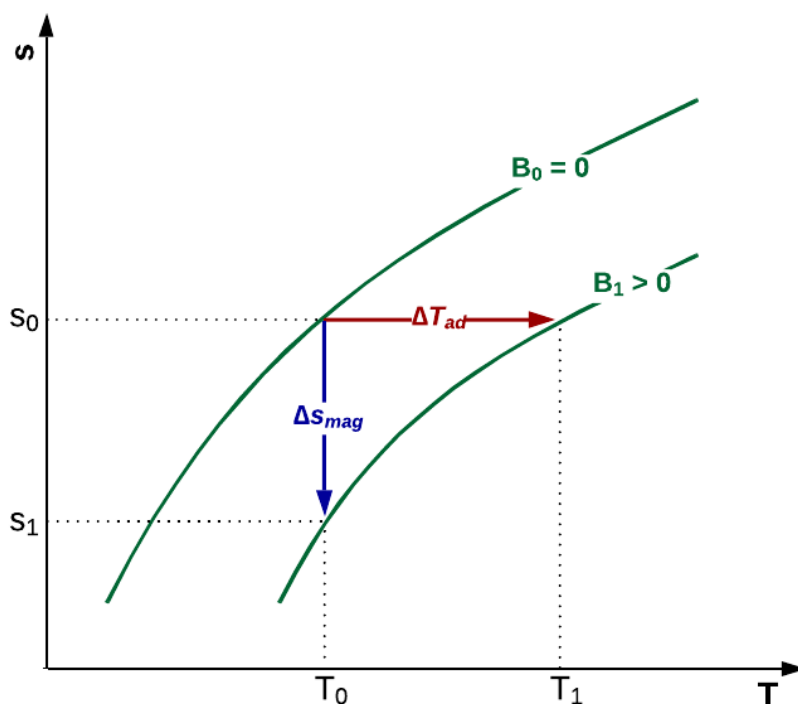


Figura 6. Diagrama entropia-temperatura de um sólido magnético e a representação das duas formas de manifestação do EMC. Fonte: Trevizoli, 2015.

Mais que isso, o EMC é reversível (NIELSEN e BAHL, 2009), ou seja, ao aplicar um campo magnético o material aumenta sua temperatura em $+\Delta T_{ad}$, enquanto, ao remover o mesmo campo, retornando às condições iniciais, o material tem sua temperatura reduzida em $-\Delta T_{ad}$. A Fig. 7 apresenta curvas características do EMC, ΔS e ΔT_{ad} , em função da temperatura e da variação do

campo magnético aplicado. A Fig. 7(a) apresenta resultados experimentais do ΔS em função da temperatura, e compara o EMC de ligas a base de LaFeSi ($\Delta H = 1,6$ T) e o Gd ($\Delta H = 1,5$ T). Já a Fig. 7(b) mostra resultados experimentais do ΔT_{ad} em função da temperatura e do campo magnético aplicado, para uma liga de LaFeSi. A partir destas figuras nota-se alguns aspectos relevantes quanto ao EMC (PECHARSKY e GSCHNEIDNER, 1999; LYUBINA, 2017):

- i) O EMC é mais intenso ao redor da temperatura de transição (Curie);
- ii) O EMC decresce significativamente a medida que a temperatura do MM afasta-se da temperatura de transição;
- iii) Dito i) e ii), diferentes constituintes e estequiometrias para as ligas intermetálicas (como o LaFeSi), possibilitam obter materiais com diferentes temperaturas de transição;
- iv) O EMC torna-se mais intenso com o aumento da variação de campo magnético.

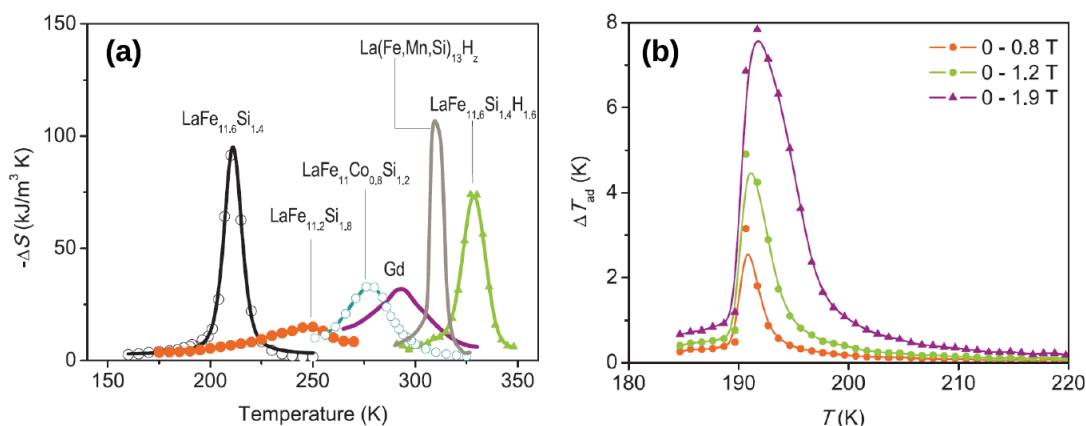


Figura 7. a) ΔS em função da temperatura para diferentes MM; b) ΔT_{ad} em função da temperatura e do campo magnético aplicado, para uma liga a base de LaFeSi. Adaptado de: Lyubina, 2017.

2.5 MATERIAIS MAGNÉTICOS E TIPOS DE TRANSIÇÃO DE FASE

Todos os materiais ferromagnéticos apresentam, em maior ou menor grau, o EMC, bem como possuem uma temperatura de transição de ordenamento magnético específica (FARIA e LIMA, 2005). Por exemplo, o ferro possui temperatura de transição ao redor de 770°C (CALLISTER e RETHWISCH, 2016), o que inviabiliza o seu uso para as aplicações propostas nesse trabalho. A pesquisa sobre sistemas de refrigeração magnética impulsionou, a partir do início dos anos 2000,

o desenvolvimento de novos materiais com temperaturas de transição ao redor da temperatura ambiente.

Primeiramente, destaca-se o gadolínio (Gd) (DAN'KOV *et al*, 1998) que possui temperatura de transição ao redor de 20°C e apresenta um ΔT_{ad} de cerca de 5,2 K, para uma variação de campo magnético de 2 T. O Gd, da família dos lantanídeos, é um material conhecido e estudado há décadas, possuindo diversas aplicações na ciência e engenharia. Por ser o material magnetocalórico mais empregado em bombas de calor magnética, ele possui uma vasta disponibilidade de dados para propriedades bem como já foi extensivamente estudado por meio de modelos que acoplam a transferência de calor com o termomagnetismo (KITANOVSKI *et al*, 2014).

Em 1997, foi descoberto por Pecharsky e Gschneidner o denominado efeito magnetocalórico gigante (EMCG) nas ligas intermetálicas a base de $Gd_5(Ge_xSi_{x-1})_2$. O efeito foi denominado “gigante”, uma vez que a ΔS_M desta liga era uma ordem de grandeza maior quando comparado com o Gd. Atualmente, diversos materiais com efeito gigante estão sendo pesquisados ao redor do mundo, com destaque para as ligas a base de $MnFe(P,As,Si,Ge)$ e $La(Fe,Si)_{13}$ (GUTFLEISCH *et al*, 2016; LYUBINA, 2017)

Além do EMC, um outro fator que diferencia os dois materiais supracitados é o tipo de transição de fases magnéticas, sendo classificadas como transição de segunda ordem (como para o Gd) e transição de primeira ordem (como para os materiais que apresentam o EMCG, $Gd_5(Ge_xSi_{x-1})_2$, $MnFe(P,As,Si,Ge)$ e $La(Fe,Si)_{13}$). Essa transição de primeira ordem acopla tanto a mudança na fase magnética como uma mudança na microestrutura do material, sendo também conhecida como transição magneto-estrutural de primeira ordem (PECHARSKY e GSCHNEIDNER, 1997; PECHARSKY e GSCHNEIDNER, 1999; TISHIN e SPICHKIN, 2003). A Fig. 8 apresenta a curva de magnetização em função da temperatura característica para uma transição de segunda (Fig. 8(a)) e de primeira ordem (Fig. 8(b)).

O tipo de transição de fases (primeira ou segunda ordem) do material exerce forte influência nas etapas descritas do ciclo termomagnético. Os materiais com transição de primeira ordem apresentam uma grande variação de magnetização em uma pequena faixa de temperatura, ou seja, é uma transição abrupta, que requer um ΔT muito pequeno para variar a sua magnetização de um valor alto para próximo de zero. Já os materiais com transição de segunda ordem apresentam essa mesma variação da magnetização, porém em uma ampla diferença de temperatura, sendo uma

transição suave. Como resultado disso, o uso de materiais de segunda ordem faz com que as quatro etapas do ciclo não tenham separações bem definidas, e assim a movimentação do MM para fora ou dentro da região de campo elevado acontece concomitantemente às etapas de aquecimento e resfriamento, respectivamente.

Além disso, fica claro que o emprego de MM com transição de segunda ordem em motores termomagnéticos resulta em condições de operação que requerem maiores diferenças de temperaturas entre os reservatórios quente e frio, do que àquelas necessárias para os materiais de primeira ordem. Nesse contexto, encontrar valores ótimos para as temperaturas dos reservatórios térmicos também é um tema de relevo para o projeto de motores termomagnéticos, sendo esse um dos tópicos abordados no presente trabalho.

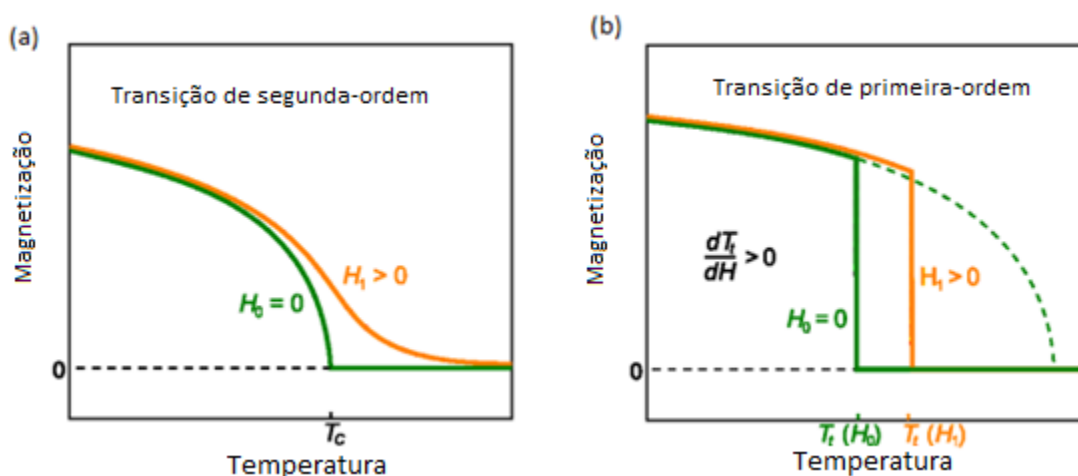


Figura 8. Magnetização em função da temperatura para material de: (a) segunda ordem; e (b) primeira ordem. Adaptado de: Gutfleish et al., 2016.

2.6 ESTADO DA ARTE DOS MOTORES TERMOMAGNÉTICOS

Ao longo das últimas décadas, alguns trabalhos importantes sobre motores termomagnéticos foram publicados na literatura. Destaca-se que o tema ganhou maior notoriedade após a descoberta dos materiais com transição de primeira ordem, sendo também impulsionados com os desenvolvimentos dos refrigeradores magnéticos. Nessa seção se apresenta uma visão geral tanto do estado da arte dos protótipos de motores termomagnéticos, quanto dos modelos matemáticos propostos para simular esses sistemas.

Murakami e Nemoto (1972) desenvolveram um protótipo de uma roda de Curie (rotativo). Os autores concluíram que para aumentar a eficiência desse sistema era necessário: i) ter um grande campo magnético aplicado; ii) utilizar MM com uma magnetização máxima elevada, com alta condutividade térmica e baixo calor específico. Porém, à época os materiais disponíveis não possuíam tais características e, portanto, o protótipo apresentou baixos valores de eficiência e de potência.

Yamaguchi *et al.* (2004) propuseram um motor que aplica um fluido magnético para a conversão de calor em trabalho. O fluido se localiza em um toróide entorno de um eixo rotativo. Na região superior do toróide, ocorre a troca de calor com a fonte fria, e na região inferior, com a fonte quente. O ímã está alocado em uma das laterais do toróide. Dessa forma, o fluido na região superior é ferromagnético e, portanto, atraído pelo ímã, enquanto a região inferior não exerce resistência ao movimento, gerando o movimento do fluido. O atrito viscoso do fluido com as paredes do toróide rotaciona o eixo, produzindo o trabalho. As medições dos campos magnéticos e das temperaturas nos pontos de início e término da região de aquecimento e resfriamento foram próximas no modelo numérico e no experimento. Apesar disso, houve uma divergência nos resultados em relação ao torque atingido pelo motor. Apesar dos resultados numéricos indicarem que o torque seria maior com o aumento da diferença de temperaturas e do campo aplicado, no experimento o eixo não se movimentou, e assim, não produziu trabalho.

Takashi *et al.* (2006) construíram um motor termomagnético que possuía com três circuitos magnéticos, de forma a aumentar a potência total gerada. Os circuitos magnéticos compostos por ímãs permanentes de NdFeB foram projetados de forma que o campo gerado fosse forte o suficiente para saturar magneticamente o MM. Assim, a magnetização atingida seria apenas função da temperatura. O motor foi capaz de produzir uma potência máxima de 3,7 W, com frequência de rotação de 0,4 Hz. O mesmo projeto, porém, com apenas um circuito magnético obteve potência máxima de 0,29 W, o que demonstra a não linearidade da relação entre o número de polos e a potência obtida.

Kitanovski e Egolf (2010) citaram as limitações existentes para os motores termomagnéticos à época com o intuito de propor ideias para novas pesquisas. O principal problema apontado está relacionado à frequência de operação, em que na maior parte dos protótipos está abaixo do valor de 5 Hz, o maior encontrado até então. Condições de operação em baixas frequências estão relacionados a debilidades na transferência de calor, como baixa difusividade térmica e baixa taxa

de transferência de calor. Uma das ideias propostas é o uso de materiais semicondutores de calor para o projeto de um motor termomagnético com trocadores de calor sólido. O material magnético seria o pistão do motor, como já é feito na maioria dos projetos existentes. Considerando duas faces opostas do material, ele teria contato com materiais semicondutores diferentes. Em uma delas, espera-se que o material conduzisse calor de forma efetiva apenas quando magnetizado. No outro material, espera-se o inverso. Dessa forma, seria possível garantir uma transferência de calor mais efetiva, o que culminaria no aumento da frequência de operação.

Alves *et al.* (2013) simularam um motor termomagnético que funciona de acordo com o princípio da roda de Curie, utilizando propriedades constantes para o material. A magnetização, por sua vez, foi uma propriedade variável dentro do material, que dependia da temperatura e do campo interno resultante. Os materiais utilizados para a análise foram Gd, uma liga de ferro-níquel e uma liga a base de MnAs. Os resultados obtidos dizem respeito à frequência, à força e à potência para cada um dos MM empregados. A liga manganês-arsênio foi aquela que apresentou maior frequência e menor força, enquanto a liga de ferro-níquel apresentou maior força e menor frequência. O Gd apresentou resultados intermediários para estes dois parâmetros, e possuiu mesmo valor de potência média do manganês-arsênio. O ferro-níquel, por sua vez, teve a menor potência média, pois sua frequência foi muito inferior.

Trapanese *et al.* (2015) realizaram uma otimização do motor Curie através do uso da *dq-axis theory*. O motor Curie foi considerado da mesma forma que as máquinas elétricas para o uso de equações para a descrição analítica do funcionamento e, por consequência, poder aumentar o valor de potência gerado. Foi estipulado, teoricamente, que quanto maior a diferença de temperatura entre a fonte fria e a fonte quente, maior a velocidade máxima alcançável pelo motor. Da mesma forma, quanto maior a diferença de permeabilidade magnética entre os pontos, maior o torque obtido. Foram realizadas análises numéricas, seguidas e avaliações experimentais. De acordo com as simulações, o torque obtido pelo motor para uma condição estática foi de 1,3 N.m e a velocidade de rotação máxima foi de 0,12 rad/s, para uma diferença de temperatura de 90°C. Já na medição experimental, o torque encontrado foi de 0,9 N.m e a velocidade máxima de 0,09 rad/s. Entretanto, não foi possível atingir a diferença de temperatura desejada de 90°C, o que justifica a diferença entre os valores numéricos e experimentais obtidos.

Cheng *et al.* (2018) construíram um atuador rotativo utilizando forças induzidas pelo comportamento termomagnético de diversas placas de gadolínio. Ao aquecer e resfriar

alternadamente as placas, foi possível gerar a rotação de um eixo conectado a um ímã. A velocidade máxima atingida pelo sistema foi de 3,81 rpm, limitada novamente pela troca de calor. O sistema de resfriamento utilizado, composto por módulos termoelétricos conectados a cada uma das placas, foi o aspecto limitante para a taxa de transferência de calor do sistema. Foi observado que o aumento da corrente utilizada para o resfriamento gerou um aumento da velocidade de atuação do sistema, não proporcional ao aumento da corrente, mas sim ao aumento resultante da taxa da transferência de calor.

Bessa *et al.* (2018) simularam um motor termomagnético baseado na patente Tesla, e verificaram que o trabalho específico e a eficiência de Segunda Lei dependem da temperatura, da intensidade de campo externo e das perdas por campo desmagnetizante interno. Diferenças de temperatura maiores (ΔT) contribuem para o aumento do trabalho, mas até certo valor limite que depende do material. Uma vez que a temperatura do MM afasta-se da sua temperatura de Curie, verifica-se mínimas variações em termos da magnetização do MM, o que não contribui significativamente para o aumento do trabalho do ciclo. Para menores ΔT , a eficiência de Segunda Lei aumenta, porém o trabalho específico diminui. Já em relação ao campo magnético aplicado, foi percebido que o efeito da variação do campo aplicado (ΔH) no ciclo também depende do ΔT utilizado. Para ΔT maiores, foi observado que maiores ΔH contribuíam mais para o aumento do trabalho, como pode ser visto na Fig. 9. No que concerne as perdas por campo desmagnetizante interno, foi percebido que ele tendeu a reduzir tanto o trabalho específico como a eficiência para as diferentes temperaturas analisadas, o que indica que minimização dessa perda é um fator de relevo para o projeto de um motor termomagnético.

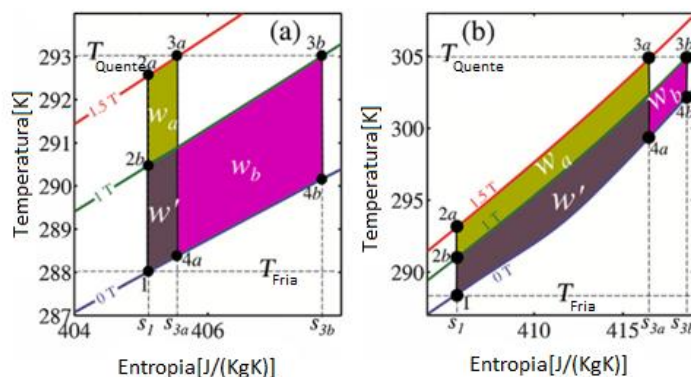


Figura 9. Representação do ciclo termomagnético com variação do campo alto de 1 T para 1,5 T para a) variação de temperatura de 5°C e b) variação de temperatura de 17°C. Traduzido de: Bessa et al., 2018.

Viola *et al.* (2017) identificaram que as temperaturas de operação são uma parte fundamental do projeto de um motor termomagnético, uma vez que o seu propósito, em geral, é oferecer uma nova forma de produzir energia de forma renovável. Assim, a temperatura de fonte fria escolhida, em geral, é a temperatura ambiente, de forma que não é necessário utilizar um refrigerador, enquanto a temperatura quente pode ser proveniente de alguma fonte disponível não aproveitada, como energia solar, energia geotérmica e calor presente em rejeitos industriais. Neste mesmo artigo, foi apresentado um projeto de motor termomagnético inspirado na patente de Tesla, utilizando ímãs permanentes de NdFeB como fonte de campo magnético e duas placas de $Gd_{4,7}Nd_{0,3}Si$ como pistões. O fluido utilizado para transferência de calor foi água. A potência gerada foi de 5,53 mW, e levantou-se a possibilidade de utilizar outra forma de transferência de calor para o aumento desse valor.

Kaneko (2019) projetou e construiu um motor alternativo utilizando um circuito magnético do tipo duplo C, o que permitiu o uso de dois TCMs, em diferentes períodos do ciclo, ou seja, em uma configuração puramente magnética. O TCM é um leito de esferas de Gd com tamanho médio de 0,8 mm, o que potencializa a transferência de calor. Como resultado, foi obtido um valor máximo de potência de 0,44 W a uma frequência de 0,5 Hz.

Evaristo (2019) modelou matematicamente e simulou um motor termomagnético linear com retorno por gravidade. O TCM era composto por uma placa de Gd com canais circulares, por onde o escoamento ocorre. Perdas por campo desmagnetizante interno, dissipação viscosa e condução axial foram consideradas. O modelo também implementou o método da Minimização de Entropia Gerada, o que possibilita o uso do mesmo para o projeto otimizado de motores desse tipo. Neste trabalho, Evaristo utiliza o modelo para otimizar o diâmetro do canal, o número de canais e a vazão de operação, cujo a função objetivo é obter uma potência líquida de 0,4 W.

3 MODELAGEM MATEMÁTICA E IMPLEMENTAÇÃO NUMÉRICA

3.1 CONCEPÇÃO DO MOTOR EM PROJETO

Conforme apresentado na seção introdutória, o presente trabalho visa o projeto otimizado de um motor termomagnético alternativo com retorno por mola. Esse motor será futuramente construído e testado no Laboratório de Sistemas Térmicos Emergentes (*StreamLab*) da UFMG, ainda estando pendente aquisição de materiais e instrumentos. Porém, alguns destes, descritos a seguir, já estão disponibilizados e eles servem de base para o desenvolvimento deste trabalho.

Primeiramente destaca-se o circuito magnético a base de ímãs permanentes de NdFeB. O circuito magnético faz parte de um protótipo de refrigerador magnético conhecido como *Permanent Magnet Magnetic Regenerator* (PM II) (ARNOLD *et al*, 2014), o qual foi cedido pelo Prof. Andrew Rowe da University of Victoria ao *StreamLab*. O PMII, apresentado na Fig. 10(a), terá sua estrutura adaptada para o projeto do motor termomagnético. O circuito magnético é do tipo Halback de cilindros concêntricos, composto por três cilindros independentes como apresentado na Fig. 10(b), e é capaz de produzir um campo magnético máximo de 1,5 T.

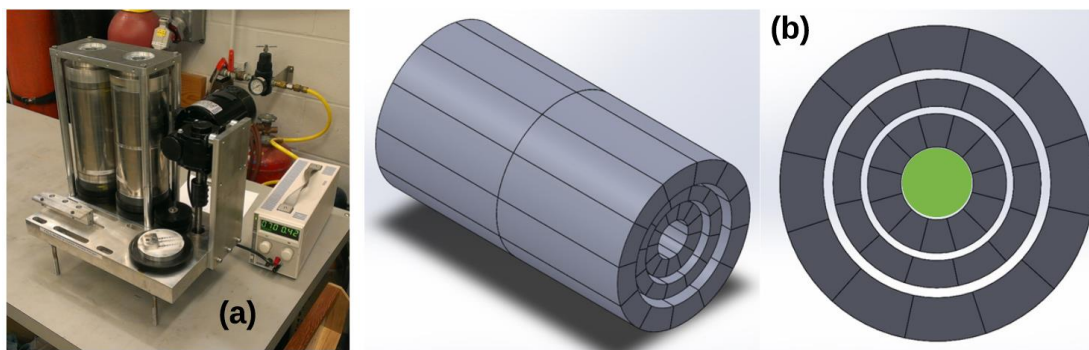


Figura 10. (a) Estrutura da PMII cedida pela UVic ao StreamLab; (b) Desenho do circuito magnético composto por três cilindros concêntricos. A região verde é onde o campo magnético é gerado. Fonte: Dr. Andrew Rowe, UVic (comunicação pessoal).

Devido à seção transversal circular da região interna do circuito magnético (região verde na Fig. 10(b) onde o campo magnético é gerado), a estrutura principal que irá comportar o trocador de calor magnético (TCM) será composta por uma carcaça cilíndrica de G10 (fibra de vidro), onde em uma região específica estará disposto o material magnético MM, e o restante de sua estrutura servirá para fins de mancalização. O TCM trata-se de um meio poroso de esferas empacotadas com baixa porosidade (~36%).

O MM utilizado é o Gd, o qual possui transição de segunda ordem e temperatura de Curie ao redor de 20°C. Nota-se de imediato que o Gd não é o melhor candidato para uma real aplicação em motores termomagnéticos. De acordo com a revisão de literatura apresentada, o MM deveria ter temperatura de transição entre 20 e 100°C, sendo a faixa de 40 a 60°C a mais indicada. Ao se optar pelo Gd, o reservatório frio deverá estar em uma temperatura menor que o ambiente, o que não é prático. Por outro lado, o Gd foi escolhido uma vez que:

- Este material já foi extensivamente pesquisado e validado em modelos que acoplam a transferência de calor com fenômenos termomagnéticos;
- Suas propriedades termofísicas e magnéticas experimentais podem ser facilmente obtidas na literatura, bem como elas podem ser simuladas por meio de modelos simples como a Teoria de Weiss (Teoria dos Campos Médios), Debye e Sommerfeld (MORRISH, 1965; PETERSEN, 2007). O *StreamLab*, inclusive, dispõe de propriedades experimentais e dos modelos teóricos;
- O *StreamLab* tem disponibilidade deste material para o seu uso no aparato experimental do motor.

Por fim, destaca-se que o meio poroso foi escolhido por promover elevadas taxas transferência de calor, especialmente devido a sua grande razão de área superficial por volume. Como a taxa de transferência de calor depende da área de troca entre sólido e fluido, o uso de um meio poroso composto de pequenas esferas resulta em uma transferência de calor mais efetiva. Apesar de possuir maiores perdas viscosas, avalia-se que o motor poderá operar em frequências mais elevadas e, portanto, produzir maiores potências e alcançar maiores rendimentos energéticos. A Figura 11 demonstra a montagem esquemática do motor modelado.

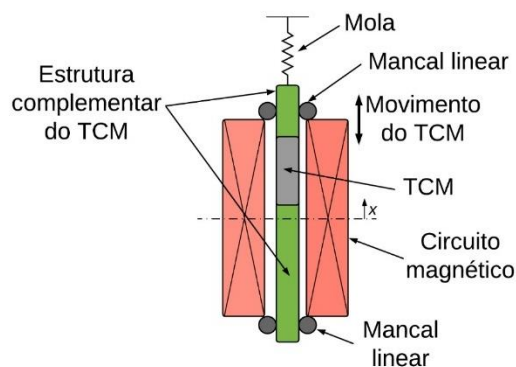


Figura 11. Montagem esquemática do motor e movimento do trocador de calor. Fonte: Autor

3.2 MODELO MATEMÁTICO

Partindo-se destes parâmetros iniciais, foi desenvolvido um modelo matemático unidimensional e transiente que acopla a transferência de calor em um meio poroso e os fenômenos termomagnéticos. Algumas hipóteses simplificativas são: escoamento laminar, incompressível e plenamente desenvolvido, porosidades baixas (menores que 60%), despreza-se efeitos gravitacionais e cinéticos, bem como perdas (ou ganhos) de calor para o ambiente. Outras hipóteses são descritas nas seções que seguem.

3.2.1 Transferência de Calor

O modelo para a transferência de calor para meio poroso é composto por duas equações, uma para a fase sólido e outra para a fase fluido, as quais são acopladas pelo termo de transferência de calor intersticial. Logo, considera-se que não existe equilíbrio térmico local (KAVIANY, 1995).

Assim, para reduzir a complexidade computacional, foram feitas hipóteses simplificativas específicas para o modelo da transferência de calor, a qual foi considerada unidimensional, sendo avaliada a direção paralela ao escoamento. Assim, toma-se uma temperatura uniforme na seção transversal do TCM, ao passo que existe um perfil de temperatura na direção longitudinal.

Outra simplificação foi desprezar a condução axial na fase sólido. Como a área de contato entre as esferas adjacentes é muito inferior à área de troca de calor, bem como o coeficiente de transferência de calor por convecção é elevado, considera-se o calor será majoritariamente transferido por convecção. Isso possibilitou a simplificação da equação de conservação da energia para a fase sólida, a qual possui solução analítica.

As equações da energia para as fases fluido e sólido, são descritas nas Eq. 1 e 2, respectivamente (KAVIANY, 1995).

$$\varepsilon \frac{\partial T_f}{\partial t} + u \frac{\partial T_f}{\partial x} = -\frac{\hbar\beta}{\rho_f c_{p,f}} (T_f - T_s) + \varepsilon \kappa_d \frac{\partial^2 T_f}{\partial x^2} + \frac{1}{\rho_f c_{p,f}} \left| \frac{\partial P}{\partial x} u \right| \quad (1)$$

em que os termos do lado esquerdo da equação são, respectivamente, o armazenamento e a advecção de calor; do lado direito encontram-se a transferência de calor intersticial, a dispersão térmica e a dissipação viscosa. No que concerne aos símbolos: T é a temperatura, t o tempo, ε a porosidade, u a velocidade superficial (ou de Darcy), x a posição axial, \hbar o coeficiente de convecção, β a densidade de área de troca de calor, c_p o calor específico, ρ a densidade, κ_d a dispersão axial e $\frac{\partial p}{\partial x}$ o gradiente de pressão longitudinal. Os subíndices f e s referem-se as propriedades da fase fluido ou sólido, respectivamente.

$$(1 - \varepsilon) \frac{\partial T_s}{\partial t} = -\frac{\hbar\beta}{\rho_s c_{p,s}} (T_s - T_f) \quad (2)$$

em que do lado esquerdo está o termo de armazenamento, e do lado direito a transferência de calor intersticial. Na Eq. 2 também poderia contabilizar o termo referente ao efeito magnetocalórico (NIELSEN *et al*, 2011), mas esse assunto será melhor detalhado adiante. A solução analítica para a Eq. 2 é apresentada pela Eq. 3.

$$T_s = T_f - e^{-\frac{\hbar\beta}{(1-\varepsilon)\rho_s c_{p,s}}}(T_f - T_{s0}) \quad (3)$$

Para as duas equações, considera-se que as propriedades do fluido e sólido dependem das suas respectivas temperaturas. Além disso, como comentado anteriormente, as equações estão acopladas pelo termo de transferência de calor intersticial, que é comum à ambas. De forma, é necessária uma solução iterativa para encontrar uma solução convergida para T_s e T_f para cada instante do ciclo termodinâmico. Os critérios de convergência e a descrição da rotina iterativa são apresentados adiante.

3.2.2 Escoamento e Perda de Carga

Durante o ciclo de um motor termomagnético existem dois períodos de escoamento do fluido de trabalho: o quente e o frio. O escoamento quente transfere calor para o MM, aquecendo-o até atingir a condição de não-magnético. Já o escoamento frio remove calor do MM, resfriando-o até o ferromagnetismo ser reestabelecido. No presente projeto, ambas correntes de fluido se dão no mesmo sentido, não sendo escoamento alternado ou oscilatório como em regeneradores magnético ativos (TREVIZOLI *et al*, 2016). Além disso, os escoamentos são modelados como instantâneos (*on-off*), ou seja, são máximos no seu respectivo período do ciclo, e zero no período subsequente, conforme ilustra a Fig. 12.

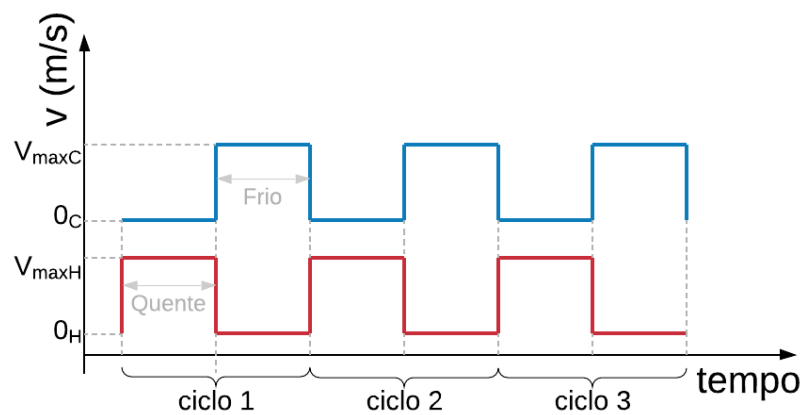


Figura 12. Perfil de velocidades dos escoamentos quente e frio em relação a o período do ciclo. Fonte: Autor.

A equação da conservação da quantidade de movimento em um meio poroso não é tratada no presente modelo. Por questões de simplificação, as velocidades dos escoamentos quente e frio, são consideradas constantes em seus respectivos períodos do ciclo (máximo ou zero), conforme a Fig. 12. Além disso, deve-se obter valores para perdas de carga, tanto para avaliar a potência de bombeamento necessária no ciclo, como para calcular o termo da dissipação viscosa (termo $\frac{\partial p}{\partial x}$) na Eq. 1.

De acordo com Erdim *et al.* (2015), a perda de carga para o escoamento incompressível de um fluido através de um meio poroso composto de esferas de tamanho idêntico pode ser descrita através de certos parâmetros aplicados na equação de Ergun, apresentada na Eq. 4.

$$-\frac{\Delta P}{L} = 150\mu \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{u}{d_p^2} + 1,75\rho \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \frac{u^2}{d_p} \quad (4)$$

em que, ΔP é a variação de pressão (perda de carga), L é o comprimento do leito, μ é a viscosidade dinâmica do fluido, d_p é o diâmetro de partícula (nesse caso, da esfera). Essa equação pode ser aplicada para valores do número de Reynolds entre 0,2 e 700. Macdonald *et al.* (1979), propôs uma modificação nos coeficientes da equação de Ergun, conforme mostra a Eq. 5, tornando-a mais verossímil para uma maior gama de valores do número de Reynolds, podendo ser aplicadas para até $Re_{d_p} = 10000$ (KAVIANY, 1995). A Eq. 6 apresenta o número de Reynolds.

$$-\frac{\Delta P}{L} = 180\mu \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{u}{d_p^2} + 1,8\rho \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \frac{u^2}{d_p} \quad (5)$$

$$Re_{d_p} = \frac{\rho v d_p}{\mu} \quad (6)$$

O modelo de MacDonald para perda de carga em meio poroso utilizado também corrobora para a simulação unidimensional, uma vez que a velocidade de Darcy, utilizada nesse modelo, não considera as mudanças de direção ocorridas nos diferentes caminhos do meio poroso, apenas a direção principal de escoamento. Por fim, a vazão mássica é calculada por:

$$\dot{m} = \rho u A_c \quad (7)$$

em que A_c é a área de seção transversal do TCM.

3.2.3 Efeito Magnetocalórico (EMC)

Conforme apresentado na revisão de literatura, o EMC é um fenômeno presente em materiais magnéticos. Ele ocorre devido a uma mudança de magnetização do MM gerada pela variação do campo magnético aplicado, resultando na variação da sua temperatura (isso quando o MM está em condições adiabáticas). Assim sendo, ao longo do ciclo do motor termomagnético, a movimentação do TCM a partir da região de campo baixo para a região de campo alto, faz com que a temperatura do MM aumente devido ao EMC. Por outro lado, quando o TCM se movimenta da região de campo alto para a de campo baixo ocorre uma redução da temperatura do MM, devido à reversibilidade do EMC.

O EMC pode ser implementado de duas maneiras: a discreta e a integrada (NIELSEN *et al*, 2011). A implementação integrada adiciona um termo que contabiliza o EMC diretamente na equação da energia para o sólido (Eq. 2). Já na implementação discreta, toda vez que sobre o TCM ocorre uma variação no campo magnético externo, a temperatura do sólido (T_s) é corrigida pelo ΔT_{ad} , conforme mostra a Eq. 8. Logo, assume-se que os processos de magnetização ou desmagnetização são adiabáticos.

$$T_s(t, H + \Delta H) = T_s(t, H) + \Delta T_{ad}(T_s(t, H), \Delta H) \quad (8)$$

ou seja, considerando o MM inicialmente a uma temperatura $T_s(t, H)$, a sua temperatura final após ocorrer uma variação do campo magnético externo (ΔH), $T_s(t, H + \Delta H)$, é igual a soma da temperatura inicial e do $\Delta T_{ad}(T_s(t, H), \Delta H)$.

Portanto, o modelo necessita de um banco de dados para o ΔT_{ad} em função da temperatura (T) e do campo magnético (H). No presente trabalho, todas as propriedades do Gd foram obtidas pela Teoria de Weiss, Debye e Sommerfeld (Teoria WDS) (MORRISH, 1965; PETERSEN, 2007). O modelo dispõe de uma tabela para o diagrama entropia-temperatura (de 200 a 400 K), para vários campos magnéticos entre os valores de 0 T e 2 T. Os intervalos de temperatura e campo magnético na tabela são 0,01 K e 0,001 T. Assim, sendo conhecida a condição inicial ($T_s(t, H)$) e a variação

e campo (ΔH) é possível interpolar o diagrama entropia-temperatura tabelado e determinar a temperatura final e o ΔT_{ad} .

Como pode ser verificado, a implementação do EMC no modelo não é trivial e consome um grande esforço computacional ao longo da simulação do ciclo do motor termomagnético, uma vez que, praticamente, em todos os instantes de tempo do ciclo há uma pequena variação de ΔH . Desse modo, apesar de ser um fenômeno conhecido e notadamente presente na física do motor termomagnético, o EMC foi desconsiderado inicialmente para fins de otimização. No estudo da otimização deseja-se obter uma grande quantidade de resultados, e caso o EMC fosse considerado nessa etapa, o custo computacional seria demasiadamente alto.

Mais que isso, o EMC permite-se ser inicialmente desprezado pois avalia-se que a sua contribuição para o ciclo termomagnético será pequena. Essa análise baseia-se no fato de as temperaturas dos reservatórios térmicos estarem afastadas da temperatura de Curie, onde o EMC é mais intenso. Conforme ilustra a Fig. 13, que apresenta uma curva do ΔT_{ad} para o Gd, em função da temperatura e para uma variação de campo de 1 T, o EMC é intenso ao redor de 20°C. Porém, considerando que o reservatório frio está a 0°C e o quente a 40°C (sendo esta uma das condições de operação do motor proposto), é notório que o EMC decresce significativamente nessas temperaturas. Além disso, ao longo do ciclo termomagnético as variações de campo são menores que 1 T, o que representaria valores ainda menores para o EMC.

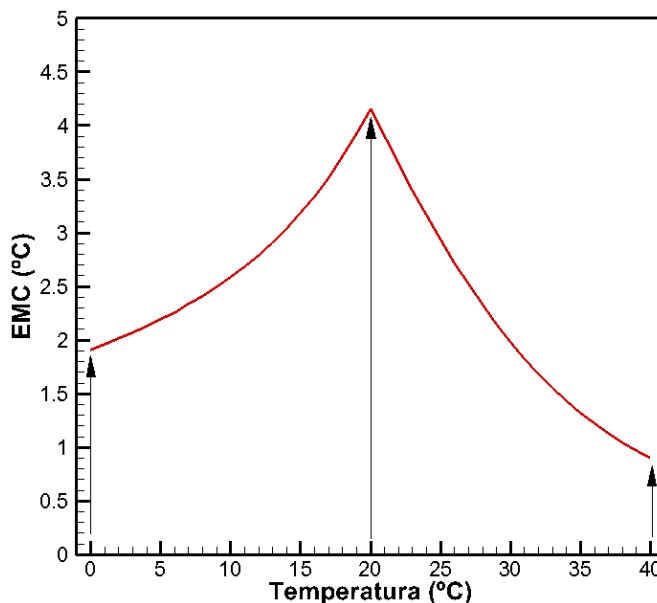


Figura 13. EMC do Gd em função da temperatura para variação de campo magnético de 1 T. Dados obtidos da Teoria WDS. Fonte: Autor.

Neste sentido, julga-se que para realizar o procedimento de otimização, desprezar os efeitos do EMC no ciclo estaria adequado. Em contrapartida, após ter obtido os parâmetros otimizados, o EMC foi implementado no modelo (utilizando a abordagem discreta) para verificar se o resultado otimizado, sem e com o EMC, apresentaria alguma diferença significativa, o que tornaria fisicamente inviável a hipótese descrita acima.

3.2.4 Perdas por Desmagnetização

A desmagnetização é um fenômeno presente em materiais magnetizáveis quando submetidos a um campo magnético. Um material ferromagnético é composto internamente por ímãs atômicos. Ao submeter esse material a um campo magnético (> 0 T), os ímãs atômicos se alinham na direção do campo aplicado, de modo que o polo norte de um ímã atômico fica próximo ao polo sul (e vice-versa) do ímã atômico vizinho, havendo uma neutralização das cargas magnéticas. Contudo, nas extremidades, onde existe uma descontinuidade, não ocorre esta neutralização, desencadeando a formação de polos livres (norte e sul), conforme mostrado na Fig. 14. Desta forma, um campo de sentido oposto ao campo aplicado (na direção do polo livre norte para o polo livre sul) é formado internamente ao material (Fig. 14(c)) (FARIA e LIMA, 2005). Este campo oposto é o campo desmagnetizante interno (H_{des}) e ele reduz a intensidade do campo magnético aplicado (H_{apl}), caracterizando assim o campo interno resultante ($H_{int,res}$)

$$H_{int,res} = H_{apl} - H_{des} \quad (9)$$

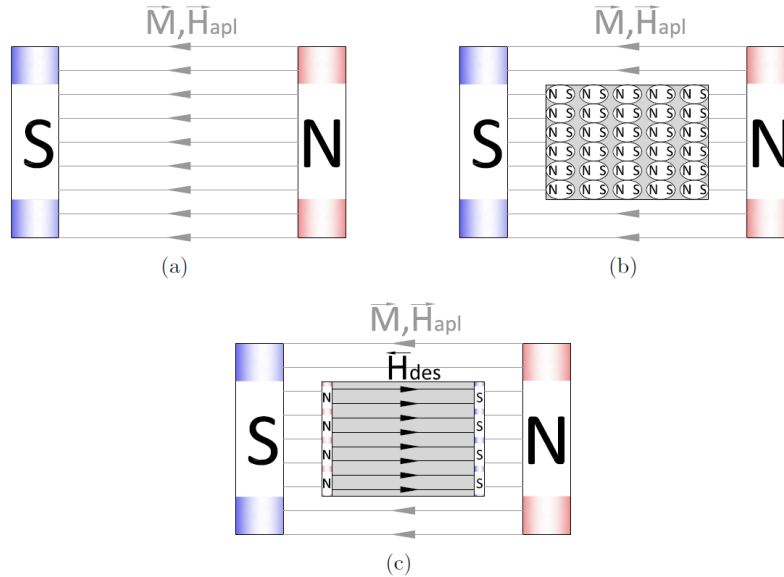


Figura 14. (a) Campo magnético aplicado; (b) Alinhamento dos ímãs internos do material; (c) Caracterização do campo desmagnetizante interno. Adaptado de: Faria e Lima, 2005.

O campo desmagnetizante interno, por sua vez, depende da propriedade magnetização e de um fator geométrico conhecido como fator de desmagnetização (NIELSEN e BAHL, 2009; COEY, 2010). A magnetização ($M(T, H_{int,res})$) depende da temperatura do MM bem como do próprio campo interno resultante. Já o fator de desmagnetização (N_d) varia de acordo com a forma (geometria) do MM (ou, no presente caso, do TCM). Os valores de N_d variam entre 0 e 1. O valor de H_{des} é, portanto, calculado pela Eq. 10.

$$H_{des} = N_d \rho_s M(T, H_{int,res}) \quad (10)$$

Analisando essa equação, é possível perceber que H_{des} é função de $H_{int,res}$, sendo necessário um processo iterativo para obter uma solução para ambos. Entretanto, foi feita a hipótese simplificativa de que H_{des} poderia ser calculado utilizando o campo aplicado, conforme a Eq. 11. Esse artifício simplifica a rotina de cálculo, e acarretam erros da ordem de 5% para a determinação final de $H_{int,res}$ (TREVIZOLI *et al*, 2012).

$$H_{int,res} = H_{apl} - N_d \rho_s M(T, H_{apl}) \quad (11)$$

Na simulação, portanto, para cada volume do sólido foi avaliado o campo aplicado local (considerando o gradiente de campo gerado pelo circuito magnético - $H_{apl}(x)$) e a respectiva temperatura do volume ($T_s(x)$) para cálculo da magnetização ($M(T_s, H_{apl})$). Com a magnetização, foi possível calcular o campo desmagnetizante e, subtraindo o campo desmagnetizante do campo aplicado, encontra-se o campo resultante local.

A Fig. 15 apresenta o comportamento da magnetização do Gd e sua dependência com a temperatura e com o campo magnético. Nota-se claramente que a magnetização é alta na fase ferromagnética ($T < T_{Curie}$), ao passo que ela tende a zero na fase não-magnética (paramagnética, $T > T_{Curie}$). Assim, verificasse que:

- $H_{int,res} \ll H_{apl}$ quando $N_d \rightarrow 1$ e $M(T, H)$ é alto (fase ferromagnética);
- $H_{int,res} \rightarrow H_{apl}$ quando $N_d \rightarrow 0$ ou $M(T, H) \rightarrow 0$ (fase não-magnética);

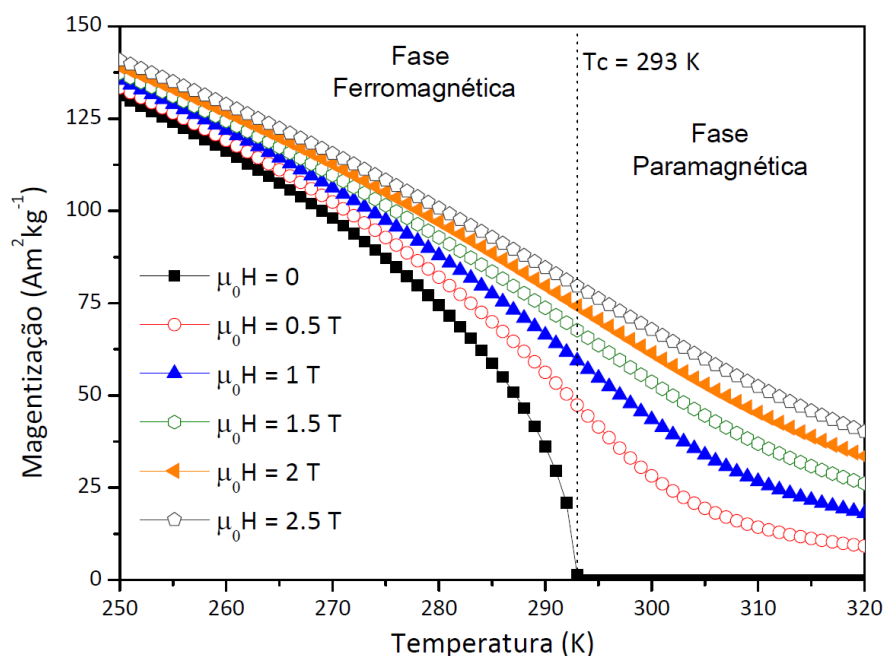


Figura 15. Curva de magnetização do Gd em função da temperatura e do campo magnético, obtido via Teoria WDS.

Fonte: Autor.

3.2.5 Correlações

No modelo matemático para a transferência de calor algumas correlações de fechamento são necessárias. A Eq. 12 apresenta a equação para calcular o coeficiente de transferência de calor para um leito poroso de esferas, proposto por Pallares e Grau (2010). Já as Eq. 13 e 14 apresentam a equação para o cálculo da dispersão longitudinal proposto por Koch e Brady (1985).

$$Nu_{dp} = \frac{hd_p}{k_f} = 2 \left(1 + \left(\frac{4(1-\varepsilon)}{\varepsilon} \right) \right) + \sqrt{(1-\varepsilon) Re_{dp}^{0.6} Pr^{1/3}} \quad (12)$$

$$\kappa_d = 0,75 \frac{Pe_{dp}}{2} \alpha_f \quad (13)$$

$$Pe_{dp} = Pr \frac{ud_p}{\nu_f} = Pr Re_{dp} \quad (14)$$

em que Nu_{dp} é o número de Nusselt, Pe_{dp} é o número de Peclet baseado no diâmetro de partícula, Pr é o número de Prandtl, α_f é a difusividade térmica e ν_f é a viscosidade cinemática do fluido.

3.3 IMPLEMENTAÇÃO NUMÉRICA

O modelo matemático apresentado nas seções anteriores foi implementado numericamente na plataforma Python 3 – Spyder. A discretização das equações de conservação e suas condições de contorno, bem como as rotinas iterativas são apresentados a seguir.

3.3.1 Discretização da Equação da Energia para a Fase Fluido

A equação da energia para a fase fluido (Eq. 1) não possui solução analítica, sendo necessário recorrer a um método numérico de solução. O método escolhido foi o Método dos Volumes Finitos (MVF) (MALISKA, 2004). Utilizando uma malha espacial estruturada e uniforme (com 1000 volumes), conforme apresenta a Fig. 16, e incrementos de tempo de 0,001s, integrando a Eq. 1 no espaço e no tempo, encontra-se uma equação discreta com a seguinte forma:

$$A_p T_p = A_E T_E + A_W T_W + B_p \quad (15)$$

em que A_P , A_E , A_W e B_P são as matrizes de coeficientes.

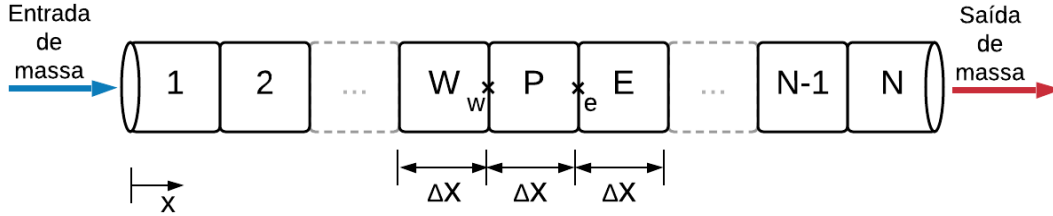


Figura 16. Ilustração da disposição dos volumes finitos utilizada na discretização da equação de energia para a fase fluido. Fonte: Autor

Para determinar esses coeficientes, deve-se utilizar funções de interpolações apropriadas para os termos advectivo e difusivo. No presente trabalho, a função de interpolação WUDS (*Weighted Upstream Differencing Scheme*) foi empregada (MALISKA, 2004). Para a sua implementação são necessárias a definição de duas variáveis: o número de Peclet da malha e o número de Reynolds da malha. As Eqs. 16 e 17 demonstram o cálculo para ambos os valores.

$$Pe_m = Re_m Pr \quad (16)$$

$$Re_m = \frac{\rho_f u \Delta x}{\mu} \quad (17)$$

Uma vez definido o número de Peclet da malha de cada volume, é possível calcular os fatores α e β que atuam como pesos entre o termo advectivo e o difusivo. Se $\alpha \rightarrow 1$ e $\beta \rightarrow 0$, a transferência de calor é dominada pela advecção o que, numericamente, representaria o esquema de interpolação *upwind* de primeira ordem. Em contrapartida, se $\alpha \rightarrow 0$ e $\beta \rightarrow 1$, a transferência de calor é dominada pela difusão o que, numericamente, representaria o esquema de interpolação *CDS*, ou diferenças centrais (MALISKA, 2004). O cálculo dessas variáveis é descrito nas Eqs. 18 e 19.

$$\alpha_m = \frac{Pe_m^2}{10 + 2Pe_m^2} \quad (18)$$

$$\beta_m = \frac{1 + 0,005Pe^2}{1 + 0,05Pe^2} \quad (19)$$

Portanto, discretizando a Eq. 1 pelo método dos volumes finitos e substituindo as funções de interpolação, é possível chegar na Eq. 20.

$$\begin{aligned}
T_p \left(\hbar \frac{6}{d_p} (1 - \varepsilon) + c_{pf} \rho_f \left(\frac{\varepsilon}{dt} + \frac{\varepsilon \kappa_d (\beta_w + \beta_e)}{\Delta x^2} + \frac{u(\alpha_w + \alpha_e)}{\Delta x} \right) \right) &= T_w * \\
* \left(\frac{\rho_f c_{pf}}{\Delta x} \left(u \left(\frac{1}{2} + \alpha_w \right) + \frac{\varepsilon \kappa_d \beta_w}{\Delta x} \right) \right) + T_e \left(\frac{\rho_f c_{pf}}{\Delta x} \left(-u \left(\frac{1}{2} - \alpha_e \right) + \frac{\varepsilon \kappa_d \beta_e}{\Delta x} \right) \right) &+ \\
+ \hbar \frac{6}{d_p} (1 - \varepsilon) T_s + \frac{\varepsilon \rho_f c_{pf} T_{p0}}{\Delta t} + \frac{dP}{dx} u & \quad (20)
\end{aligned}$$

A Eq. 20 descreve a temperatura de cada volume (T_p), e é possível perceber que a temperatura de um volume do fluido depende apenas das temperaturas dos volumes imediatamente anterior (T_w) e posterior (T_e). Dessa forma, a matriz de coeficientes para solução do sistema de equações encontrado é uma matriz tri-diagonal. Para resolvê-la, optou-se pelo Algoritmo de Matriz Tridiagonal (TDMA), descrito adiante nesse capítulo. Reorganizando a Eq. 20 conforme a Eq. 15, é possível encontrar os seguintes coeficientes:

$$A_E = \left(\frac{\rho_f c_{pf}}{\Delta x} \left(-u \left(\frac{1}{2} - \alpha_e \right) + \frac{\varepsilon \kappa_d \beta_e}{\Delta x} \right) \right) \quad (21)$$

$$A_W = \left(\frac{\rho_f c_{pf}}{\Delta x} \left(u \left(\frac{1}{2} + \alpha_w \right) + \frac{\varepsilon \kappa_d \beta_w}{\Delta x} \right) \right) \quad (22)$$

$$B_P = \hbar \frac{6}{d_p} (1 - \varepsilon) T_s + \frac{\varepsilon \rho_f c_{pf} T_{p0}}{\Delta t} + \frac{dP}{dx} u \quad (23)$$

$$A_P = \left(\hbar \frac{6}{d_p} (1 - \varepsilon) + c_{pf} \rho_f \left(\frac{\varepsilon}{dt} + \frac{\varepsilon \kappa_d (\beta_w + \beta_e)}{\Delta x^2} + \frac{u(\alpha_w + \alpha_e)}{\Delta x} \right) \right) \quad (24)$$

3.3.2 Condições de Contorno

Neste ponto faz-se necessário definir as condições de contorno para a transferência de calor na fase fluido. Como o modelo é unidimensional, necessita-se de apenas duas condições de contorno a serem definidas.

Conforme ilustra a Fig. 16, para o escoamento que entra no TCM, esta condição de contorno foi definida como uma entrada de massa com temperatura prescrita. Já a extremidade de saída do escoamento do TCM, esta foi tratada como uma saída de massa, a qual é uma condição de contorno advectiva (MALISKA, 2004). Para a aplicação das condições de contorno, foram utilizados volumes fictícios. Na entrada (volume 1) foi criado um volume fictício considerando a temperatura do escoamento (quente ou frio); enquanto na saída foi criado um volume fictício que replica a temperatura do último volume (volume N).

3.3.3 O TDMA

Conforme dito anteriormente, o Algoritmo de Matriz Tridiagonal (TDMA) ou Algoritmo de Thomas (MALISKA, 2004), foi o preterido para resolver numericamente o problema da transferência de calor da fase fluido, uma vez apresenta uma resposta direta, sem a necessidade da realização de iterações. Logo, agilizando a execução da simulação. Para aplicação do TDMA, é necessário o cálculo dos coeficientes A_m , B_m , C_m , D_m , Q_m , e P_m , descritos nas Eqs. de 25 a 30.

$$A_m = A_p \quad (25)$$

$$B_m = -A_E \quad (26)$$

$$C_m = -A_W \quad (27)$$

$$D_m = B_p \quad (28)$$

$$Q_m = \frac{D_m - C_m Q_{m-1}}{A_m + C_m P_{m-1}} \quad (29)$$

$$P_m = -\frac{B_m}{A_m + C_m P_{m-1}} \quad (30)$$

Ao analisar essas equações, nota-se a necessidade de realizar uma varredura sequencial (volume a volume) partindo, por exemplo, da fronteira oeste para a fronteira leste, uma vez que os coeficientes P_m e Q_m dependem de P_{m-1} e Q_{m-1} , respectivamente. Porém, para o cálculo de P_m e Q_m do primeiro volume (fazendo $m = 1$), as equações utilizadas são as Eqs. 31 e 32.

$$Q_{m=1} = \frac{D_{m=1}}{A_{m=1}} \quad (31)$$

$$P_{m=1} = -\frac{B_{m=1}}{A_{m=1}} \quad (32)$$

Uma vez calculados todos os coeficientes (para todos os volumes), determina-se as temperaturas para cada volume ao realizar novamente uma varredura sequencial (volume a volume), mas em sentido contrário. No exemplo, parte-se da fronteira leste para a fronteira oeste. A temperatura da fronteira leste (último volume, fazendo $m = N$), é obtida pela Eq. 33, ao passo que as temperaturas dos demais volumes pela Eq. 34.

$$T_{m=N} = Q_{m=N} \quad (33)$$

$$T_m = Q_m + P_m T_{m+1} \quad (34)$$

3.3.4 Critério de Convergência

Devido a dependência das propriedades do sólido e do fluido em relação a temperatura e do campo magnético resultante interno (no caso do sólido magnético), bem como o acoplamento existente entre as equações da energia para as fases sólido e fluido, é necessário estruturar uma rotina iterativa, com um critério de convergência robusto. O critério de convergência adotado foi,

$$\sum |T_{fi\ k} - T_{fi\ k-1}| < 0,0001 \quad (35)$$

ou seja, para cada instante de tempo do ciclo, o somatório do módulo das diferenças de temperaturas entre a iteração atual (k) e a anterior (k-1) para todos os volumes (i) deve ser menor que 0,0001 K para satisfazer o critério de convergência, conferindo estabilidade e precisão ao resultado obtido.

3.4 Sistema de Movimentação

Como a magnetização do material magnético tem forte dependência do campo magnético e da temperatura ($M(T, H)$), a determinação da posição do trocador de calor precisa estar acoplada com a solução das temperaturas de cada volume. Dessa forma, os incrementos de tempo utilizados para o sistema de movimentação foram os mesmos utilizados para a transferência de calor.

No cálculo do posicionamento do trocador foram desprezados fatores cinéticos. Dessa forma, a posição em cada instante de tempo depende da força magnética e da força do sistema de retorno (mola), sem levar em conta a velocidade do trocador. Assim, a posição para cada instante de tempo foi definida como a posição na qual havia equilíbrio entre a força magnética e a força do sistema de retorno. A força magnética é avaliada pela Eq. 36.

$$F_{mag} = -(1 - \varepsilon)\rho_s VM(T, H)\mu_0 \frac{dH}{dx} \quad (36)$$

em que V é o volume total do TCM, μ_0 é a permeabilidade magnética no vácuo e $\frac{dH}{dx}$ é o gradiente de campo magnético gerado pelo circuito magnético. Analisando a Eq. 36 juntamente com a Fig. 15, nota-se que:

- F_{mag} é elevado quando $M(T, H)$ possui valores altos, ou seja, fase ferromagnética;
- F_{mag} é baixo quando $M(T, H) \rightarrow 0$, ou seja, fase não-magnética.

Como cada volume do sólido se encontra em uma temperatura e em uma posição (x), a qual sofre ação de uma intensidade de campo magnético local ($H_{apl}(x)$), os valores de M e $\frac{dH}{dx}$ são diferentes para cada volume. Deste modo, a força magnética precisa ser calculada para cada volume separadamente, sendo a resultante total igual o somatório das forças individuais de cada volume.

O sistema de retorno selecionado foi uma mola de tração conectada ao trocador de calor. A escolha pela mola foi considerada adequada porque a força elástica varia de acordo com a posição. Assim, colocando a posição neutra da mola fora da câmara, tem-se que a força do sistema de retorno é baixa quando o trocador está fora da câmara e alta quando ele está dentro. Isso favorece a execução de ambas as etapas de movimentação do trocador de calor. A força elástica exercida por uma mola é descrita na Eq. 37.

$$F_{mola} = -k_{mola}\Delta x \quad (37)$$

em que k_{mola} é a constante elástica da mola.

A força da mola pode ser calculada analiticamente, sendo necessário apenas conhecer a posição, mas a força magnética não. Então, foi necessário o uso de uma solução numérica para o posicionamento do TCM em cada instante de tempo, a qual requereu a implementação de um novo processo iterativo, que se difere nas etapas de aquecimento e resfriamento do material magnético.

3.4.1 Movimentação Durante o Aquecimento

Na etapa de aquecimento, o TCM é removido da região de campo magnético alto. Inicialmente a força magnética é equivalente à força elástica, até que o processo de aquecimento reduz a magnetização (tende-se a fase não magnética, veja Fig. 15), desfazendo o balanço de forças. Isso permite a movimentação do MM pela ação da mola. Assim, o processo iterativo começa pela posição considerada atual do TCM e verifica-se se a força elástica é superior à força magnética:

- Se $F_{mola} = F_{mag}$, o material permanece na mesma posição;
- Se $F_{mola} > F_{mag}$, o material é movimentado uma distância de 1 mm e as forças são recalculadas. Após o novo cálculo, se a força elástica for superior à força magnética, o TCM se desloca mais 1 mm. O processo se repete, até que o equilíbrio seja reestabelecido.

Destaca-se que essa rotina não é capaz de gerar um número infinito de iterações uma vez que a força elástica diminui à medida que o TCM é removido do campo, e a posição neutra, onde a força elástica é nula, pode ser atingida. Nesse caso, o processo inevitavelmente é interrompido.

3.4.2 Movimentação Durante o Resfriamento

Na etapa de resfriamento, o TCM é atraído para a região de campo magnético alto. Dessa forma, o processo descrito para o aquecimento é invertido: ao passo que o MM é resfriado e a magnetização aumenta (veja Fig. 15), o balanço de forças é desfeito e $F_{mag} > F_{mola}$. O processo de movimentação é também iterativo, começando pela posição atual, porém verifica-se se a força

magnética é maior ou igual a força elástica. Os deslocamentos, novamente, são de 1 mm, mas no sentido de retorno para a região de campo alto, seguindo a mesma estratégia do processo de movimentação durante o aquecimento. Assim como no caso anterior, a rotina também não é capaz de gerar um número infinito de iterações, porque no interior do ímã o campo magnético tende a um valor máximo, aproximadamente constante. Isso faz com que $\frac{dH}{dx} \rightarrow 0$ à medida que o TCM se aproxima da posição central do circuito magnético, enquanto a força elástica aumenta com o deslocamento.

3.5 ALGORITMO

O algoritmo desenvolvido para simular o motor termomagnético pode ser dividido em duas estruturas principais. A primeira diz respeito a rotina iterativa das etapas de resfriamento e aquecimento, em que são executados os *loops* iterativos para resolver as equações da energia do fluido e sólido, bem como para determinar o posicionamento do TCM de acordo com o balanço de forças. Como resultado dessa primeira estrutura, obtêm-se um ciclo completo, ou seja, são conhecidas todas as temperaturas e posições convergidas para cada instante de tempo para cada uma das etapas do ciclo (resfriamento e aquecimento). A segunda estrutura envolve a primeira, de modo que: i) recebe os parâmetros de entrada; ii) gera a malha e as matrizes; iii) define as posições finais de curso do TCM; iv) após o término da primeira estrutura, verifica a convergência entre dois ciclos térmicos completos e consecutivos. Caso o critério de convergência da segunda estrutura seja satisfeito, a simulação é encerrada. A Fig. 17 apresenta de forma resumida o algoritmo desenvolvido.

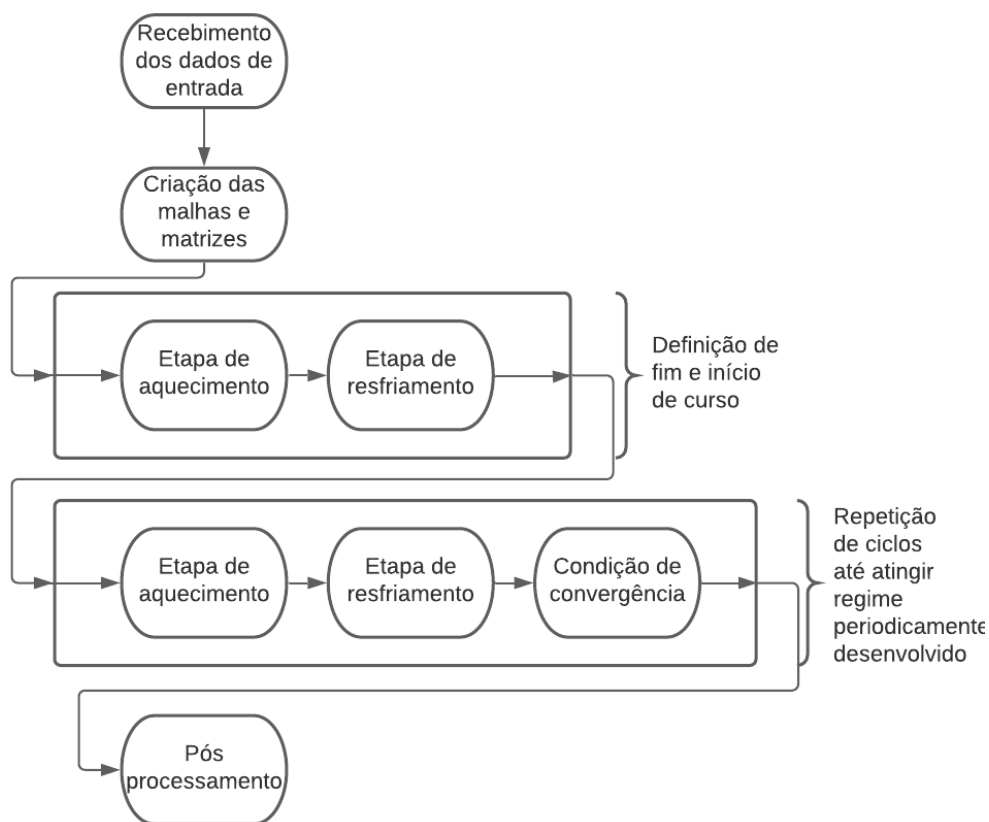


Figura 17. Algoritmo usado para a simulação. Fonte: Autor.

3.5.1 Estrutura 1: Algoritmo das Etapas de Resfriamento e Aquecimento

Nesta seção explica-se em detalhes o algoritmo respectivo a primeira estrutura. Destaca-se que únicas diferenças entre as etapas de aquecimento e resfriamento são somente a temperatura de entrada do escoamento e o sentido da movimentação do trocador de calor. Logo, todos os demais procedimentos são realizados da mesma forma para as duas etapas.

Para um instante qualquer do ciclo termomagnético, e para cada volume da malha, o primeiro passo é determinar os valores das propriedades do fluido: densidade, viscosidade, condutividade térmica e calor específico, as quais dependem da temperatura local. Assim é possível determinar

o número de Nusselt, o número de Peclet, os valores para o coeficiente de convecção e os coeficientes do WUDS. Vale notar que o cálculo dessas propriedades, feita ao início de cada passo no tempo, também poderia ser feita ao final de cada passo. A conveniência de o fazer ao início é, para o primeiro instante no tempo, não haver necessidade de cálculo dessas propriedades antes da execução do algoritmo de aquecimento ou resfriamento.

Na sequência, considera-se a fase sólido e, para cada volume da malha (levando em conta a sua posição espacial), determina-se, na seguinte ordem, o campo aplicado, a magnetização, o campo desmagnetizante, o campo interno resultante. Conhecidos o campo interno resultante e a temperatura, determina-se o novo valor para magnetização e o calor específico do sólido. A realização dessa ordem é importante para a correta quantificação das perdas por desmagnetização. Por fim, a temperatura do sólido para cada volume é determinada pela solução analítica encontrada.

Depois disso, é realizado o cálculo dos coeficientes da matriz tridiagonal e dos coeficientes do TDMA. Logo, determina-se a temperatura do fluido para cada volume. Conhecidas as temperaturas do fluido e do sólido, é necessário fazer uma última iteração para garantir que o termo da transferência de calor intersticial é igual em ambas as equações. Assim, é feita uma checagem de convergência conforme o critério pré-estabelecido (Eq. 35). Caso a convergência não seja atingida, as etapas até aqui mencionadas são repetidas em uma nova iteração.

Após a convergência, o cálculo das forças magnética e elástica é realizado. Caso o equilíbrio tenha sido desfeito, há movimentação do trocador de calor, de acordo com o algoritmo do sistema de movimentação. Além disso, caso o TCM mude de posição e, conseqüentemente, varia-se o campo magnético aplicado em cada volume, (*quando é considerado*) o EMC é calculado, conforme a Eq. 8 e o procedimento explicado na seção 3.2.3.

Neste ponto, o algoritmo verifica se a etapa do ciclo (resfriamento ou aquecimento) foi concluída. Caso negativo, ele prossegue para o próximo instante do ciclo, reiniciando dos cálculos das propriedades do fluido. Caso afirmativo, o algoritmo prossegue para a próxima etapa. A verificação se uma dada etapa foi finalizada é feita ao avaliar se o TCM atingiu um dos fins de curso previamente estabelecidos, conforme é explicado na próxima seção.

3.5.2 Estrutura 2: Algoritmo Geral da Simulação

No algoritmo geral da simulação, inicialmente são recebidos os dados de entrada como: o diâmetro das esferas do leito poroso, as dimensões do TCM, as temperaturas dos reservatórios quente e frio, o valor da constante da mola, a vazão mássica, entre outros. Além destes valores, neste ponto também são inclusas as tabelas de magnetização, calor específico e entropia do gadolínio, que são propriedades dependentes do campo magnético e da temperatura. Em seguida, são criadas as malhas para os volumes do sólido e do fluido, juntamente com todas as matrizes a serem utilizadas, tanto das propriedades como para variáveis dependentes.

O próximo passo é um dos pontos cruciais para o sucesso da simulação e para acelerar a convergência do ciclo: a definição dos fins de curso do TCM. Para isso, força-se a simulação de um ciclo longo, com período pré-definido de três segundos (3 s), sendo 1,5 s para cada etapa do ciclo. Iniciando esse ciclo com a etapa de aquecimento, resolve-se o algoritmo da Estrutura 1, até que o TCM atinja o equilíbrio final sendo, portanto, conhecido o primeiro fim de curso. Em todas as pré-simulações realizadas, esse equilíbrio final foi encontrado em um tempo sempre inferior aos 1,5 s estipulados. Mesmo assim, aguarda-se que o tempo de ciclo avance até 1,5 s, e a etapa é invertida, passando para o período de resfriamento. Novamente, resolve-se o algoritmo da Estrutura 1, até que o TCM atinja o equilíbrio final, sendo estabelecido o segundo fim de curso. Esse equilíbrio final também foi obtido em um tempo sempre inferior aos 1,5 s estipulados. Mesmo assim, aguarda-se que o tempo de ciclo avance até o período total de 3 s.

Conhecidos os finais de curso, a Estrutura iterativa 1 é resolvida, mas agora sendo o tempo de ciclo um resultado de saída. Quando os parâmetros de análise em todos os instantes de tempo de um ciclo são conhecidos, verifica-se a convergência entre dois ciclos térmicos completos e consecutivos. O critério de convergência proposto neste caso é:

$$\sum |T_{fij k} - T_{fij k-1}| < 0,1 \quad (38)$$

ou seja, o somatório do módulo das diferenças de temperaturas entre o ciclo atual (k) e o anterior (k-1) para todos os volumes (i) e instantes de tempo (j) deve ser menor que 0,1 K para satisfazer o critério de convergência. Caso o critério seja atendido, assume-se o sistema atingiu o regime periodicamente desenvolvido.

A posição do TCM ao longo de uma simulação está exemplificada na Fig. 18. Nessa imagem, o primeiro pico, prolongado, define o primeiro fim de curso; ao passo que o primeiro vale, também prolongado, define o segundo fim de curso. Na sequência, é possível verificar os ciclos calculados pela Estrutura 1, os quais possuem períodos bem mais curtos do que aquele de 3 s para determinar os fins de curso. No exemplo apresentado, o sistema obteve convergência da Estrutura 2, ou seja, o regime periodicamente desenvolvido, após o terceiro ciclo.

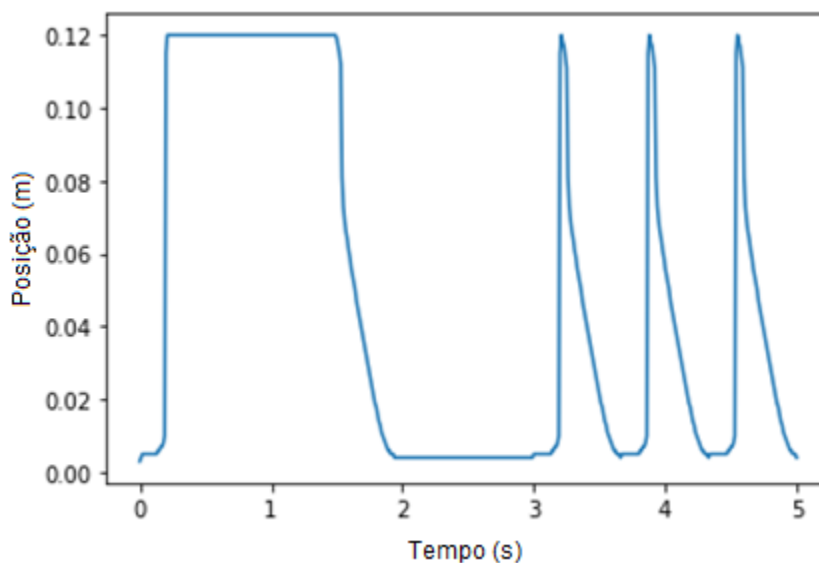


Figura 18. Posição do trocador de calor ao longo de uma simulação. Fonte: Autor.

Quando o regime periodicamente desenvolvido é obtido, realiza-se o pós-processamento para obter as informações desejadas da simulação como: força, torque, tempo de ciclo, potência gerada pelo sistema, potência exigida pela bomba, BWR e entropia gerada.

3.6 DADOS DE ENTRADA

A Tab. 1 apresenta os parâmetros de entrada que foram fixados para todas as simulações, incluindo as realizadas para o estudo de otimização. Alguns desses valores dizem respeito as propriedades do Gd, uma vez que eles não dependem da temperatura ou do campo magnético, podendo ser assumidos constantes.

Parâmetro	Valor utilizado
Densidade do Gd (ρ)	7900 kg/m ³
Diâmetro do trocador de calor	0,016 m
Diâmetro das esferas (d_p)	0,0005 m
Porosidade (ε)	0,36
Densidade de área de troca de calor (β)	12000 1/m
Percentual de etilenoglicol em volume	20%
Temperatura do reservatório frio	0°C
Fator de desmagnetização (N_d)	0,4

Tabela 1. Dados de entrada do programa para a simulação.

Outro parâmetro de entrada é a distribuição longitudinal do campo magnético gerador pelo circuito magnético, conforme ilustra a Fig. 19. Os resultados aqui apresentados são dados experimentais do Halbach de cilindros concêntricos, fornecidos pelo Prof. Andrew Rowe (UVic). Na figura, a posição 0 refere-se ao o centro do circuito magnético. Para a implementação numérica, os dados experimentais foram ajustados, resultando na Eq. 39. A função é par e, portanto, para as posições negativas, o valor é igual ao da distância oposta.

$$B = \frac{1,53329945 - 0,03078029x + 0,000244733x^2 - 0,00000086021x^3 + 0,00000000117309x^4}{(1 - 0,02027119x + 0,000168386x^2 - 0,00000025342x^3 - 0,000000011549x^4 + 0,000000000105197x^5)} \quad (39)$$

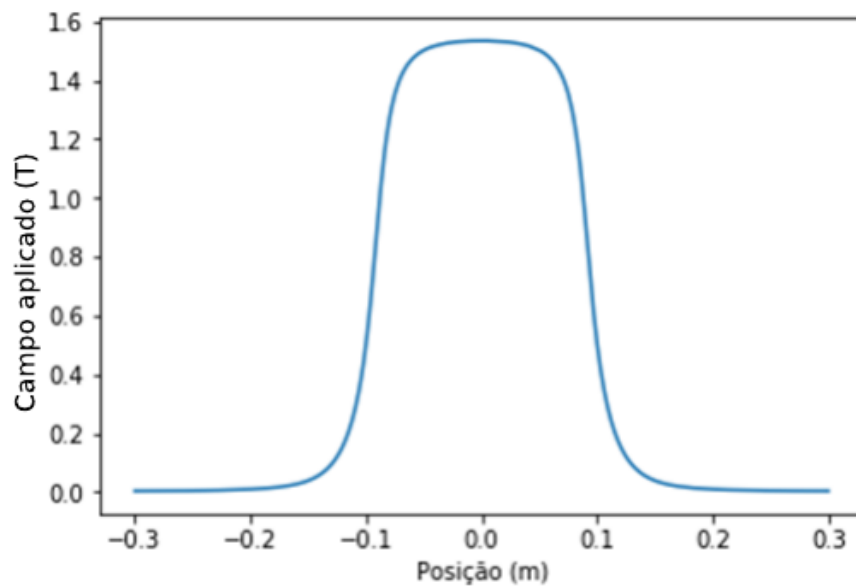


Figura 19. Intensidade do campo magnético com base na posição dentro do cilindro. Fonte: Autor

Os valores de constante elástica da mola, temperatura do escoamento, vazão mássica e comprimento do TCM são tomados como constantes para uma dada simulação e recebidos juntamente com os demais dados de entrada. Entretanto, esses são os parâmetros de foram escolhidos para serem otimizados no presente estudo. Assim, eles possuem uma faixa de valores possíveis, as quais variam entre as diferentes simulações realizadas, conforme explicado no próximo capítulo.

As propriedades termofísicas e magnéticas do Gd: calor específico, a magnetização e a entropia total, dependentes da temperatura e do campo magnético, são introduzidas no modelo por meio de tabelas predefinidas. Essas tabelas têm resolução de 0,001 T para o campo magnético e 0,01 K para a temperatura, e abrangem valores de campo de 0 T a 2 T e de temperatura de 200 K a 400 K. Dado o tamanho delas, é inviável a apresentação. Por fim, salienta-se que todas essas propriedades foram todas obtidas via a Teoria WDS.

No que diz respeito ao fluido, este foi considerado como uma mistura de água com etilenoglicol em uma proporção de 80/20% em volume. A densidade, o calor específico, a condutividade térmica e a viscosidade da mistura são dependentes do percentual de etilenoglicol e da temperatura do fluido. As equações que determinam os valores dessas propriedades são apresentadas a seguir.

$$\rho_f = \frac{(1,08904 - 0,0102267T + 0,0000312579T^2 - 0,000000032614T^3 - 0,02518839wt - 0,00060141wt^2)}{1 - 0,009426T + 0,0000289266T^2 - 0,000000030449T^3 - 0,0182524wt} * (-517,378 + 14,3157T - 0,0440498T^2 + 0,0000438395T^3) \quad (40)$$

$$c_{pf} = \left(15,6044 - \frac{13270,6}{T} + \frac{4017470}{T^2} - \frac{405000000}{T^3} + 1,79151wt - 0,432995wt^2 + \right. \\ \left. - \frac{1061,168wt}{T} - 0,164181wt^3 + \frac{125,020wt^2}{T} + \frac{130141,35wt}{T^2} \right) * (245103 - 2503,25T + 8,67151T^2 - 0,0100147T^3) \quad (41)$$

$$k_f = \frac{0,769354 - 0,00648959T - 0,0000040541T^2 - 2,86147wt + 0,060202wt^2 + 0,010604wtT}{1 - 0,00780393T - 0,0000019933T^2 + 0,109892wt - 0,205301wt^2 - 0,00296141wtT} * (-0,680944 + 0,00687609T - 0,00000871265T^2) \quad (42)$$

$$\mu = \frac{-0,480831 + 0,00316530T - 0,0000055754T^2 - 0,0438873wt - 0,0831036wt^2}{1 - 0,010521T + 0,0000362597T^2 - 0,000000042298T^3 + 0,0266248wt} * (0,79913 - 0,00976317T + 0,0000449597T^2 - 0,000000092347T^3 + 0,000000000713175T^4) \quad (43)$$

3.7 DADOS DE SAÍDA

Após a simulação atingir o regime periodicamente desenvolvido (ou seja, respeitar o critério de convergência da Eq. 38), os resultados de temperatura e pressão são utilizados no pós-processamento dos parâmetros de análise. Os principais resultados fornecidos pelo modelo e que interessam para o presente trabalho são:

- Perda de carga (ΔP): calculada como uma média da soma dos valores de $\frac{dP}{dx}$ para cada volume em cada instante de tempo do ciclo.

$$\Delta P = \frac{\sum \sum \frac{dP}{dx_i} \Delta x_j}{t} \quad (44)$$

sendo t o número de passos no tempo de um ciclo.

- Potência de bombeamento (\dot{W}_{bomb}): calculada através da multiplicação da perda de carga média do ciclo pela vazão volumétrica.

$$\dot{W}_{bomb} = \frac{\dot{m}}{\rho_f} \Delta P \quad (45)$$

- Potência total (\dot{W}_{prod}): Como os fatores cinéticos foram desprezados, a potência total gerada pelo sistema foi calculada utilizando as deformações máxima e mínima da mola, comparando a variação da energia mecânica no tempo de ciclo.

$$\dot{W}_{prod} = \frac{\left(\frac{1}{2}k\Delta x_1^2 - \frac{1}{2}k\Delta x_2^2\right)}{\tau} \quad (46)$$

sendo τ o período total do ciclo.

- Potência líquida (\dot{W}_{liq}): Calculada subtraindo a potência de bombeamento da potência gerada.

$$\dot{W}_{liq} = \dot{W}_{prod} - \dot{W}_{bomb} \quad (47)$$

- Razão de trabalho reverso (BWR): Calculado dividindo a potência de bombeamento pela potência gerada (ÇENGEL e BOLES, 2017).

$$BWR = \frac{\dot{W}_{bomb}}{\dot{W}_{prod}} \quad (48)$$

- Entropia gerada (S_{gen}): Calculada como um somatório da entropia gerada em cada volume e em cada instante de tempo, levando em consideração as irreversibilidades devido ao atrito viscoso e à transferência de calor com diferença de temperatura (BEJAN, 1995).

$$S_{gen} = \sum \sum \left(\frac{\hbar \frac{6}{d_p} (1 - \varepsilon) (T_{sij} - T_{fij})^2}{T_{sij} T_{fij}} + \frac{u \frac{dP_{ij}}{dx}}{T_{fij}} \right) \Delta V \Delta t \quad (49)$$

4 OTIMIZAÇÃO

O modelo matemático apresentado no capítulo anterior foi desenvolvido com o propósito de simular a transferência de calor e o desempenho termodinâmico de motores termomagnéticos com retorno por mola, bem como possibilitar o desenvolvimento de projetos otimizados deste tipo de motor. Logo, o programa desenvolvido em Python3 permite a entrada de faixas de valores para diferentes parâmetros geométricos e condições de operação, com o propósito de determinar os seus pontos ótimos, de acordo com uma função objetivo que deve ser atingida. Neste capítulo, serão apresentados, portanto, as funções objetivo propostas, as variáveis independentes (que serão otimizadas) e a estrutura do procedimento de otimização utilizado.

4.1 FUNÇÕES OBJETIVOS

No presente trabalho propõe-se avaliar dois parâmetros e utilizá-los como função objetivo. O primeiro parâmetro é a razão de trabalho reverso (BWR - *back work ratio*), definido na Eq. 48. O BWR é a razão da potência de bombeamento (\dot{W}_{bomb}) e a potência total do motor (\dot{W}_{prod}). Já o segundo parâmetro é a entropia gerada no ciclo (S_{gen}), definida pela Eq. 49. A entropia total gerada é composta por duas parcelas de irreversibilidades: i) devido a diferença finita de temperatura entre as fases líquido e sólido; ii) devido a dissipação viscosa.

Analisando os dois parâmetros apresentados, observa-se que o ponto de ótimo seria aquele que apresentasse valores *mínimos* de BWR e/ou S_{gen} :

- Para o BWR deseja-se produzir o máximo de potência no motor, consumindo a menor quantidade de potência de bombeamento. Logo, quanto BWR é minimizado (tende a zero) encontra-se um ponto de ótimo;
- Para a S_{gen} deseja-se reduzir ao máximo as irreversibilidades presentes no sistema. Assim quando S_{gen} é minimizado, encontra-se um ponto de ótimo. Esse, na realidade, é o método de otimização por Minimização da Entropia Gerada, proposto por Adrian Bejan (1995).

Assim sendo, pode-se então definir as duas funções objetivos:

$$\text{Minimizar } (BWR) \quad (50)$$

$$\text{Minimizar } (S_{gen}) \quad (51)$$

em que propõe-se minimizar BWR e/ou S_{gen} para uma potência líquida fixa produzida pelo ciclo. A potência líquida (\dot{W}_{liq}) é definida pela Eq. 47, como a diferença entre a potência total produzida (\dot{W}_{prod}) e a consumida (bombeamento, \dot{W}_{bomb}).

A proposta de avaliar os mínimos de BWR e S_{gen} para um valor *desejado* (fixo) de \dot{W}_{liq} foi elaborada a partir dos trabalhos de Pussoli (2010) e Trevisoli (2015), os quais fizeram um procedimento semelhante, mas aplicados a sistemas de refrigeração. Esses autores argumentam que o método de otimização se torna robusto quanto se mantêm fixa (com um valor desejado) a transferência de calor líquida no reservatório frio (evaporador), a qual seria a quantidade de energia *útil* nos sistemas de refrigeração. Para motores, a energia *útil* é a potência líquida no ciclo. No presente trabalho, serão avaliados valores de \dot{W}_{liq} fixados entre 3 W e 8W.

A função objetivo da Eq. 50 representa um procedimento de otimização segundo a Primeira Lei da Termodinâmica, uma vez que relaciona as energias envolvidas no ciclo. A minimização do BWR é também interessante por levar em conta os aspectos econômicos do projeto, no que diz respeito à redução dos custos de operação do sistema, ou ao aumento da potência gerada. Idealmente, o motor termomagnético proposto nesse trabalho utiliza rejeitos térmicos como fonte de calor. Dessa forma, a única quantidade de energia a *ser paga* pelo sistema seria a necessária para promover os escoamentos. Portanto, o BWR é o parâmetro que quantifica a relação entre as

quantidades de energia de interesse, sendo a definição clássica de rendimento de primeira lei (razão entre a potência líquida e a quantidade de calor que entra) não aplicável, uma vez que a quantidade de calor que entra *não é paga*.

Além disso, a avaliação da eficiência energética do sistema por meio da definição clássica Primeira Lei da Termodinâmica não foi considerada interessante, porque os motores termomagnéticos que aproveitam rejeitos térmicos do tipo *low-grade* operam com uma diferença de temperaturas entre T_H (reservatório quente) e T_C (reservatório frio) muito pequena. Definindo a eficiência energética máxima, ou rendimento de Carnot para um motor térmico:

$$\eta_C = 1 - \frac{T_C}{T_H} \quad (52)$$

torna-se visível que, quando a diferença entre T_H e T_C é pequena, a própria eficiência térmica máxima (η_C) apresenta um valor baixo, conseqüentemente, a eficiência do motor real seria ainda menor. Considerando os valores $T_H = 373$ K e $T_C = 293$ K, os quais foram apontados na revisão de literatura como limites para a operação do motor termomagnético proposto nesse trabalho, o valor de η_C seria de apenas 21,4%.

Já a função objetivo da Eq. 51 representa uma otimização de Segunda Lei da Termodinâmica. Minimizar a entropia gerada, representa um melhor uso ou aproveitamento da energia disponível, uma vez que as irreversibilidades são mitigadas. A entropia gerada em um sistema é proporcional à destruição da exergia, que é a energia útil disponível em um sistema (BEJAN, TSATSARONIS e MORAN, 1995).

Também seria possível fazer uma análise envolvendo o rendimento exergético (de Segunda Lei), isto é, razão entre o rendimento energético do motor e o rendimento máximo (de Carnot, Eq. 52). Entretanto, essa análise foi considerada menos relevante que o aspecto econômico trazido pelo *BWR* e menos expressiva do que a análise da entropia gerada.

4.2 VARIÁVEIS INDEPENDENTES

Antes de apresentar as variáveis independentes, destaca-se que a otimização apresentada nesse trabalho foi desenvolvida baseando-se na *PEC (Performance Evaluation Criteria)* de área frontal fixa, em que a seção transversal do trocador de calor é mantida constante ao passo que o seu comprimento pode ser variado. De acordo com Webb e Kim (2005) um trocador de calor pode ser otimizado levando em conta os seus aspectos geométricos, o que conduz à três *PECs* diferentes: i) *Área Frontal Fixa* (explicada anteriormente nesse parágrafo); ii) *Geometria Variável*, em que tanto a seção transversal como o comprimento do trocador de calor podem variar, mas mantendo o volume total do trocador de calor fixo; iii) *Geometria Fixa*, em que a seção transversal e o comprimento do trocador de calor são fixos, podendo-se variar outros parâmetros geométricos (como aletas) ou parâmetros de operação.

Foram escolhidos quatro parâmetros para serem otimizados, os quais são as variáveis independentes no processo de otimização: i) a temperatura do reservatório quente; ii) a vazão mássica; iii) o comprimento do trocador de calor (TCM); e iv) a constante elástica da mola. Apesar de ser possível a otimização de um número maior de parâmetros, as demais variáveis do problema foram julgadas, em um primeiro momento, como menos decisivas sobre as funções objetivos. Assim, utilizar um menor número de variáveis independentes é recomendável para reduzir o custo do procedimento de otimização (BEJAN, TSATSARONIS e MORAN, 1995). A seguir são apresentadas algumas justificativas em relação as quatro variáveis independentes selecionadas.

- A temperatura do reservatório quente (T_H) foi escolhida porque entende-se que o seu aumento tende a reduzir o tempo de ciclo, uma vez que o material magnético atingiria mais rapidamente a temperatura na qual a força magnética é reduzida (fase paramagnética). A diminuição (e otimização) da temperatura do reservatório frio (T_C), por sua vez, poderia levar à mesma análise. Porém, ela não foi selecionada como uma variável a ser otimizada devido ao valor da temperatura de Curie do Gd ser ao redor 20°C, e assim sendo, T_C deve estar abaixo da temperatura ambiente. Esse fato dificulta a operação do sistema, pois para atingir temperaturas abaixo de 0°C se deve misturar um aditivo à água para evitar o seu congelamento. Quanto maior a quantidade de aditivo, menor a temperatura de congelamento, mas maior será a viscosidade da mistura, o que acarreta o aumento das perdas viscosas. Logo, apesar de ser

muito atrativo otimizar o T_C em termos de BWR e S_{gen} , em termos práticos, não é interessante para o atual projeto.

- A vazão mássica (\dot{m}) tem uma forte relação com a perda de carga e, portanto, com as perdas viscosas. Por outro lado, o seu aumento promove uma intensificação da troca de calor (veja a Eq. 12, o termo relacionado ao Re_{dp}), o que tende a diminuir o tempo de ciclo e, com isso, aumentar a potência gerada. Dessa forma, essa variável se mostra muito interessante no que concerne à otimização, por ter influências positivas e negativas tanto sobre o BWR como sobre S_{gen} , conforme Eqs. 48 e 49.
- O comprimento do TCM (L_{TCM}) também influencia sobre as perdas viscosas, uma vez que quanto mais longo for, maior será a perda de carga (veja a Eq. 5). Entretanto, uma maior massa, ou volume, de material magnético representa uma maior força magnética (veja a Eq. 36), o que poderia aumentar a potência produzida; bem como aumentar a área de troca, potencializando a transferência de calor. Logo, essa variável também tem impactos positivos e negativos tanto sobre o BWR como sobre S_{gen} , conforme Eqs. 48 e 49.
- A constante elástica da mola (k_{mola}) tem forte influência no deslocamento do trocador (no que diz respeito às posições de fins de curso) e no tempo de ciclo. Essas duas variáveis impactam diretamente a potência produzida pelo motor (aumento do torque, ou diminuição do tempo de ciclo). Mais que isso, aqui avalia-se dois aspectos relevantes: i) o desconhecimento prévio de quais seriam os efeitos do aumento ou da redução do k_{mola} ; e ii) qual valor arbitrário, ou de referência, poderia ser utilizado caso esse parâmetro não fosse otimizado. Neste contexto, optou-se por avaliar uma faixa de valores para k_{mola} .

Outros parâmetros que conhecidamente têm forte impacto sobre BWR como sobre S_{gen} foram descartados do procedimento de otimização, primeiramente, para reduzir o número de variáveis independentes e de simulações necessárias. Dentre eles, destacam-se o tamanho das esferas de Gd e a intensidade ou o gradiente de campo magnético aplicado. No que concerne às esferas, o grupo de pesquisas tem disponibilidade de esferas de Gd com o diâmetro de 0,5mm, logo, julgou-se desnecessário otimizar um parâmetro que já estava fixo desde o início do projeto do motor. Análise idêntica pode ser feita no que diz respeito ao campo magnético, uma vez que foi considerado o circuito magnético já disponível no *StreamLab*.

Conhecidas as variáveis independentes, a Tab. 2 apresenta as suas respectivas faixas de valores e os intervalos propostos. Caso todas as combinações possíveis fossem realizadas, isso resultaria em um número total de 11520 simulações, o que demandaria uma capacidade computacional elevada. Dessa forma, o procedimento de otimização foi dividido em 5 etapas, com o objetivo de, baseando-se em resultados obtidos a partir de um número mínimo de simulações, identificar regiões (valores) de interesse e dedicar maior tempo computacional nessas regiões que apresentarem resultados mais atrativos. Isso evita a simulação de parâmetros impossíveis ou que não atendem aos requisitos do projeto, como as combinações que envolvem o menor valor de vazão mássica de fluido associado aos maiores valores de constante elástica da mola. A combinação desses parâmetros resulta na operação inadequada do motor. As etapas utilizadas no procedimento de otimização são descritas em detalhes na sequência.

Parâmetro	Faixa de Valores
k_{mola} (N/m)	De 500 a 2400 com intervalos de 100
\dot{m} (kg/h)	De 20 a 320 com intervalos de 20
T_H (°C)	De 35 a 60 com intervalos de 5
L_{TCM} (m)	De 0,025 a 0,15 com intervalos de 0,025

Tabela 2. Variáveis independentes e suas faixas de valores utilizados na otimização.

4.3 PROCEDIMENTO DE OTIMIZAÇÃO

4.3.1 Etapa 1 – Identificando as Regiões de Interesse

A primeira etapa da otimização foi a realizada por meio de uma alteração nas faixas de valores inicialmente estabelecidas (Tab. 2) para cada um dos parâmetros. Valores próximos foram agrupados em conjunto, criando grupos de elementos. As simulações foram feitas utilizando todas as combinações possíveis entre esses grupos para as quatro grandezas.

Para selecionar um valor (elemento) qualquer a ser usado como dado de entrada na simulação, em um dado grupo um valor aleatório do parâmetro era selecionado. A Fig. 20 exemplifica o processo de agrupamento e de escolha do elemento dentro do grupo para a constante elástica da

mola. Esse processo foi feito para todas as variáveis independentes. O número de grupos resultantes nessa etapa para cada uma das variáveis está descrito na Tab. 3.

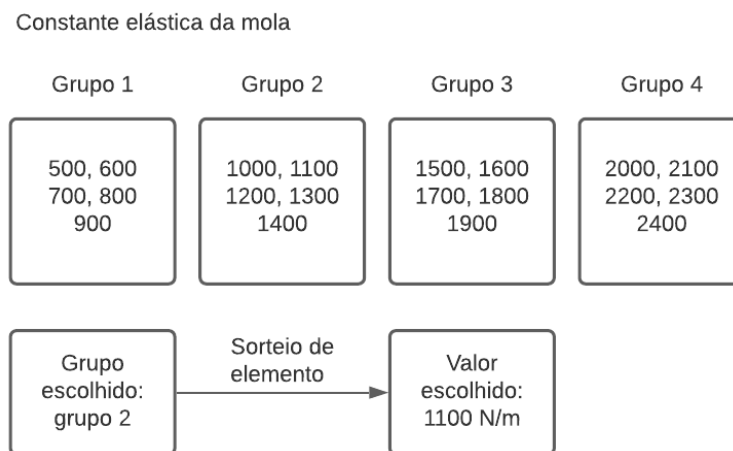


Figura 20. Divisão dos grupos e exemplo de escolha de um valor para o parâmetro da constante elástica da mola em uma das simulações. Fonte: Autor.

Parâmetro	Número de elementos por grupo	Número de grupos
k_{mola}	5	4
\dot{m}	4	4
T_H	2	3
L_{TCM}	2	3

Tabela 3. Divisão dos grupos para a primeira otimização.

Após essa primeira etapa da otimização, foram identificadas as regiões de interesse para cada um dos quatro parâmetros. Assim, foi possível realizar uma segunda etapa da otimização, adequando a faixa de valores a ser utilizada para cada variável independente.

4.3.2 Etapa 2 – Refinando as Regiões de Interesse

Para a segunda etapa, os parâmetros definidos como os mais interessantes a serem estudados foram a vazão mássica e o comprimento do TCM. Assim, as faixas de valores para essas grandezas

foram mais detalhadas, conforme a Tab. 4. É importante destacar que todas as combinações possíveis para as variáveis independentes foram simuladas, resultando em 441 simulações.

Parâmetro	Valor inicial	Valor final	Intervalo	Número de pontos
k_{mola} (N/m)	1300	1700	200	3
\dot{m} (kg/h)	40	130	15	7
T_H (°C)	40	60	10	3
L_{TCM} (mm)	30	105	12,5	7

Tabela 4. Faixas de valores para cada variável independente redefinidas para a segunda etapa da otimização.

Diferenças pequenas nos valores de temperatura do reservatório quente e da constante elástica da mola apresentaram pouca influência sobre resultado. Por essa razão, os intervalos utilizados para essas variáveis foram aumentados, reduzindo o número de pontos de análise. A vazão mássica e o comprimento do TCM, por outro lado, apresentaram maior influência sobre o resultado, o que incentivou uma diminuição dos seus intervalos e, assim, o número de pontos de análise aumentou.

Os intervalos propostos, especialmente para a vazão mássica e o comprimento, mostraram-se adequados. A realização das simulações com todas as combinações possíveis da Tab. 4 permitiu, posteriormente, a realização de uma interpolação com boa qualidade dos resultados encontrados. A interpolação, terceira etapa, é fundamental para encontrar valores intermediários àqueles propostos na Tab. 4, de forma a expandir a quantidade de resultados, sem a necessidade de novas simulações, e possibilitar a visualização das regiões de mínimos com maior precisão.

4.3.3 Etapa 3 – Interpolação

Antes de explicar a interpolação, se faz necessário introduzir como a avaliação das funções objetivos – encontrar o mínimo BWR e S_{gen} para um valor de \dot{W}_{liq} fixo – em relação às variáveis independentes foi realizada. Conforme discutido na seção anterior, tanto a constante elástica da mola como a temperatura do reservatório quente apresentam menores influências sobre os resultados. Desse modo, inicialmente fixa-se um dado valor de k_{mola} e T_H (que resulta em 9 combinações possíveis), e varre-se as faixas de valores para vazão mássica e comprimento do TCM (resultando em 49 simulações para cada combinação de k_{mola} e T_H , num total de 441

resultados). Logo, o procedimento de interpolação é necessário apenas para \dot{m} e L_{TCM} , sendo realizada uma interpolação bidimensional para essas variáveis.

O método utilizado foi o método cúbico da função de interpolação bidimensional inscrito na biblioteca *scipy* da linguagem Python. Os domínios utilizados para interpolação em \dot{m} e L_{TCM} são idênticos aos apresentados na Tab. 4, porém os intervalos foram alterados para: i) 1 kg/h para a vazão mássica; e ii) 1 mm para o comprimento do TCM. Assim, o número de resultados obtidos para cada combinação de k_{mola} e T_H aumentou 441 para 6916.

Além disso, considerando a física do problema, o aumento da vazão mássica e do comprimento do TCM elevam tanto a potência de bombeamento como a potência gerada pelo motor; ao passo que valores muito baixos de vazão mássica resulta em potências de bombeamento, do motor e, portanto, a líquida muito pequenas. Esse segundo caso apresenta um valor BWR tendendo a zero, porém eles não são interessantes uma vez que a potência líquida também tende a zero. Neste ponto, destaca-se novamente a necessidade de fixar valores considerados úteis ou de interesse para a potência líquida (também explicado na inicial na seção 4.1), e buscar o mínimo BWR e S_{gen} .

Como cada combinação k_{mola} , T_H , \dot{m} e L_{TCM} (6916 resultados) resulta em um valor qualquer de \dot{W}_{liq} , logo se fez necessária a utilização de uma segunda interpolação para encontrar os valores de k_{mola} , T_H , \dot{m} e L_{TCM} , que resultam na potência líquida pré-estabelecida. Os valores de interesse para \dot{W}_{liq} foram 3 W, 4 W, 5 W, 6 W, 7 W e 8W. Vale destacar que nem todas as combinações k_{mola} , T_H , \dot{m} e L_{TCM} eram capazes, por vezes, de atingir as menores e maiores potências líquidas, sendo os valores intermediários (de 5 a 6 W) os mais interessantes.

4.3.4 Etapa 4 – Identificação dos Parâmetros Ótimos

Obtidos os resultados dos dois processos de interpolação: para \dot{m} e L_{TCM} , e para \dot{W}_{liq} , estruturam-se tabelas bem como gráficos de superfície, que plotam isolinhas de \dot{W}_{liq} , BWR e S_{gen} em função de \dot{m} e L_{TCM} , para cada combinação possível de k_{mola} e T_H . A Fig. 21 apresenta três resultados característicos obtidos, para diferentes k_{mola} mantendo-se a $T_H = 313$ K, em que as linhas verdes pontilhadas são as isolinhas de \dot{W}_{liq} , as linhas de centro azuis para S_{gen} e as linhas cheias vermelhas para BWR .

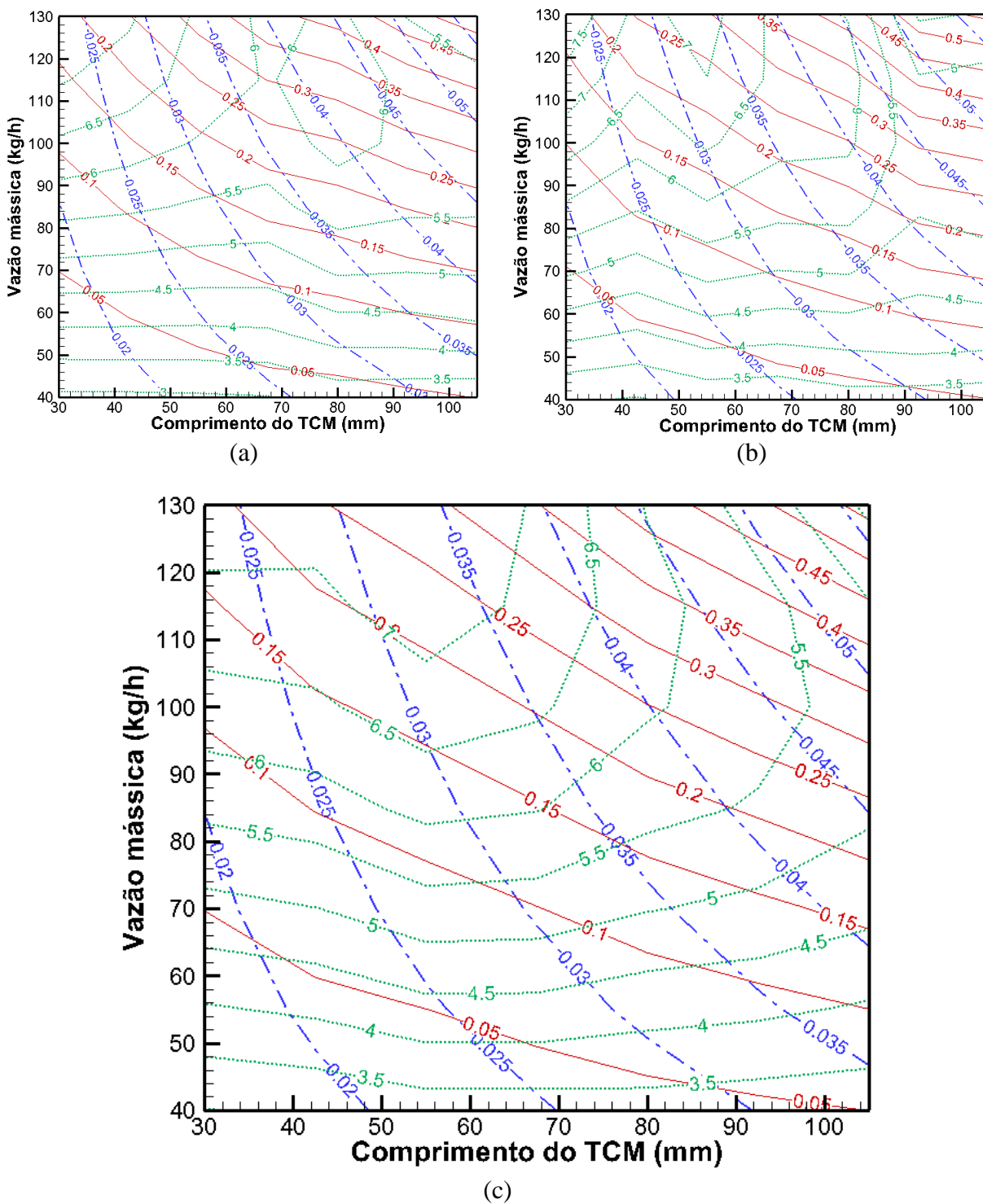


Figura 21. Resultado característico obtido para cada combinação de k_{mola} e T_H , sendo plotado as isolinhas de \dot{W}_{liq} (linhas pontilhadas verdes), BWR (linhas contínuas vermelhas) e S_{gen} (linhas de centro azuis) em função de \dot{m} e L_{TCM} : (a) $k_{mola} = 1300 \text{ N/m}$ e $T_H = 313 \text{ K}$; (b) $k_{mola} = 1500 \text{ N/m}$ e $T_H = 313 \text{ K}$; (c) $k_{mola} = 1700 \text{ N/m}$ e $T_H = 313 \text{ K}$. Fonte: Autor

Os gráficos apresentados na Fig. 21 permitem uma análise visual dos resultados, porém a identificação dos valores de mínimo e dos parâmetros ótimos foi conduzida por uma varredura detalhada dos resultados interpolados. Para isso, foi desenvolvida uma rotina específica em que os dados de entrada são o k_{mola} , o T_H e a \dot{W}_{liq} , especificadas de acordo com os valores apresentados na seção anterior. As informações de saída são os valores mínimos de BWR e S_{gen} e os parâmetros \dot{m} e L_{TCM} otimizados.

4.3.5 Etapa 5 – Verificação

Conhecidos os parâmetros otimizados \dot{m} e L_{TCM} (bem como k_{mola} e T_H) que minimizam BWR e S_{gen} dada uma potência líquida de interesse, observa-se que eles foram obtidos após sucessivos processos de interpolação. Em cada um destes processos são inseridos erros sobre os resultados, que podem desviar substancialmente o resultado otimizado da física real do problema, modelada e implementada na simulação.

Portanto, é imprescindível realizar uma verificação dos resultados otimizados. Essa verificação nada mais é do que ajustar como dados de entrada os parâmetros otimizados, \dot{m} , L_{TCM} , k_{mola} e T_H e comparar os resultados de saída para \dot{W}_{liq} , BWR e S_{gen} com os obtidos na Etapa 4. Assim, avalia-se os desvios e julga-se que, caso estes sejam menores que 10%, os resultados encontrados são satisfatórios.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O presente capítulo irá apresentar os resultados obtidos, bem como definir os parâmetros otimizados que serão utilizados no projeto do motor termomagnético alternativo com retorno por mola. Inicialmente apresentam-se algumas análises referentes à implementação numérica, no que diz respeito à independência do tamanho de malhas sobre os resultados. Na sequência são apresentados os resultados da otimização. Vale ressaltar que os resultados da Etapa 1 do procedimento de otimização já foram apresentados na Tab. 4, e assim, os aqui apresentados dizem respeito àqueles obtidos a partir da Etapa 2.

5.1 ANÁLISE DA INDEPENDÊNCIA DO TAMANHO DE MALHA

Antes de iniciar as simulações necessárias para o procedimento de otimização, foi realizado um estudo de independência do tamanho de malha sobre os principais resultados extraídos do modelo matemático. Essa análise prévia é fundamental para garantir-se robustez e estabilidade aos resultados obtidos neste trabalho. Após a implementação numérica avalia-se a necessidade de refinar dois parâmetros: o incremento de tempo Δt e o tamanho da malha espacial Δx , sendo este último variado ao se aumentar o número de volumes finito. Os valores propostos para Δt são 0,01 s, 0,001 s e 0,0001 s; ao passo o número de volumes propostos são 10, 100, 1000 e 10000 volumes. Destaca-se que os dados que seguem foram obtidos a partir de simulações realizadas em um computador com processador Intel Core i5-6200U, com 8 GB de memória RAM.

O estudo de malha foi realizado considerando valores fixos de k_{mola} , T_H , L_{TCM} e \dot{m} . O valor escolhido para a constante elástica da mola foi de 1000 N/m, para a temperatura de fonte quente foi de 40°C, para o comprimento do trocador de calor foi de 50 mm e para a vazão mássica de fluido foi de 120 kg/h. Os resultados de saída de interesse são o BWR , a S_{gen} , a \dot{W}_{liq} e o tempo de ciclo. O tempo de ciclo representa um parâmetro importante para avaliação, uma vez que ele seria o somatório dos incrementos de tempo ao longo de um ciclo. Logo, Δt tem impacto direto sobre esse parâmetro. Os resultados encontrados estão descritos na Tab. 5.

Δt (s)	Número de volumes	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)	Tempo de ciclo (s)	Tempo de simulação (h)
0,01	10	4,62	0,3589	0,00452	0,39	0,067
0,01	100	6,05	0,2670	0,00518	0,36	0,069
0,01	1000	6,56	0,2477	0,00514	0,34	0,357
0,01	10000	6,56	0,2472	0,00515	0,34	3,292
0,001	10	3,10	0,4547	0,01621	0,494	0,073
0,001	100	4,57	0,3247	0,02862	0,438	0,377
0,001	1000	5,02	0,3006	0,03133	0,413	3,411
0,001	10000	5,04	0,2993	0,03140	0,412	30,861
0,0001	10	2,91	0,4711	0,01867	0,5118	0,127
0,0001	100	4,34	0,3364	0,03473	0,4538	0,948
0,0001	1000	4,77	0,3113	0,03879	0,4277	18,625

Tabela 5. Resultados da análise de malha

Observando os resultados da Tab. 5, é possível perceber que há uma alteração considerável nos resultados com o aumento do número de volumes até a condição de 1000 volumes. O aumento de 1000 para 10000 corresponde a um grande aumento do tempo computacional necessário para a simulação, sem significar um aumento relevante na precisão do resultado. Dessa forma, a condição de malha no espaço escolhida para as simulações foi de 1000 volumes.

Para a malha no tempo, é possível perceber que o refino do incremento de tempo utilizado de 0,01s para 0,001s apresenta uma grande diferença de resultados para quaisquer números de volumes, especialmente sobre os valores de entropia gerada pelo sistema. Com a malha de 0,01s, o aumento do número de volumes não resulta em grande mudança da entropia gerada pelo sistema. Já para as malhas de 0,001s e 0,0001s, as diferenças são reduzidas, ao passo que o tempo de

simulação aumenta demasiadamente. Assim, considera-se adequado o uso do incremento de tempo de 0,001 s.

A Tab. 6 apresenta os desvios entre a malha selecionada (1000 volumes x 0,001 s) e a sua respectiva malha mais refinada. Os resultados observados corroboram a análise anterior, em que os desvios obtidos são mais importantes no tocante ao refino do incremento de tempo, especificamente para a entropia gerada. Ao passo que os demais desvios são menores que 5%. Assim sendo, levando em conta o tempo requerido de simulação para malhas mais refinadas, bem como que a entropia gerada se tornou um parâmetro mais importante sobre a análise da temperatura do reservatório quente (conforme será discutido posteriormente), avalia-se que a malha selecionada garante a robustez e estabilidade necessárias ao procedimento de otimização proposto.

Refino		Desvios (%)			
Δt (s)	Número de volumes	\dot{W}_{liq}	BWR	S_{gen}	Tempo de ciclo
0,001	1000 → 10000	0,42	0,42	0,22	0,24
0,001 → 0,0001	1000	5,16	3,43	19,10	3,44

Tabela 6. Desvios observados entre a malha selecionada (1000 volumes x 0,001 s) e sua respectiva malha mais refinada.

5.1.1 Análise das condições de contorno

As condições de contorno de volumes fictícios, em especial a condição de contorno de saída de massa do sistema, apresentam maiores erros para tamanhos de malha maiores. Levando isso em consideração, foi feito um teste para as maiores malhas trabalhadas na segunda etapa da otimização (com um comprimento do trocador de calor de 105mm) para comparar se o refino de malha no espaço apresenta precisão adequada para essa condição. A Tabela 7 apresenta os resultados do refino de malha com o comprimento do trocador de calor de 105mm.

Número de volumes	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)	Tempo de ciclo (s)
10	3,62	0,600	0,0135	0,73
100	6,61	0,411	0,0132	0,62
1000	6,19	0,423	0,0143	0,66
10000	6,37	0,416	0,0141	0,65

Tabela 7. Resultados para análise das condições de contorno com comprimento de 105mm.

Com os dados da Tabela 7, é possível perceber que o uso de uma malha de 1000 volumes é suficiente para apresentar resultados convergidos mesmo para os maiores volumes, e, dessa forma, essa malha é consistente.

5.2 RESULTADOS DO PROCEDIMENTO DE OTIMIZAÇÃO

Partindo da Etapa 2 do procedimento de otimização, vide Tab. 4, para cada uma das 9 possíveis combinações de k_{mola} e T_H , foram variados os valores de \dot{m} e L_{TCM} nas faixas estabelecidas. Posteriormente, foram realizados os processos de interpolação, sendo obtidos os resultados mostrados nas Fig. 22 a 30.

As Fig. 22 a 30 apresentam de forma gráfica, para cada combinação de k_{mola} e T_H , a dependência do BWR e S_{gen} em função da \dot{m} , L_{TCM} e da potência líquida do ciclo, \dot{W}_{liq} . Esses resultados são uma leitura da interpolação dos resultados como os apresentados nas Fig. 21(a)-(c) para cada um das 9 condições de k_{mola} e T_H seguindo uma linha de \dot{W}_{liq} fixo e anotando os valores de \dot{m} , L_{TCM} , BWR e S_{gen} , porém separando a influência de \dot{m} e L_{TCM} sobre o BWR e a S_{gen} para facilitar a análise e interpretação.

As Fig. 22, 23 e 24 apresentam os resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 313$ K, 323 K e 333 K respectivamente. Esse agrupamento se repete para as Fig. 25, 26 e 27, em que $k_{mola} = 1500$ N/m, e para as Fig. 28, 29 e 30, para $k_{mola} = 1700$ N/m. É possível perceber que a potência líquida gerada de 8W só foi obtida para as condições das Fig. 26 e 27 (1500 N/m e 323 K, 333 K), ao passo que a potência líquida de 3 W não é verificada para as condições das Fig. 29 e 30 (1700 N/m e 323 K, 333 K).

Visualmente, observa-se que apesar dos resultados apresentarem oscilações e descontinuidades, há uma forma de curva característica que se repete entre as diferentes condições. As subseções que seguem explicam os efeitos individuais de cada parâmetro: k_{mola} , T_H , \dot{m} e L_{TCM} sobre o BWR , a S_{gen} e o \dot{W}_{liq} .

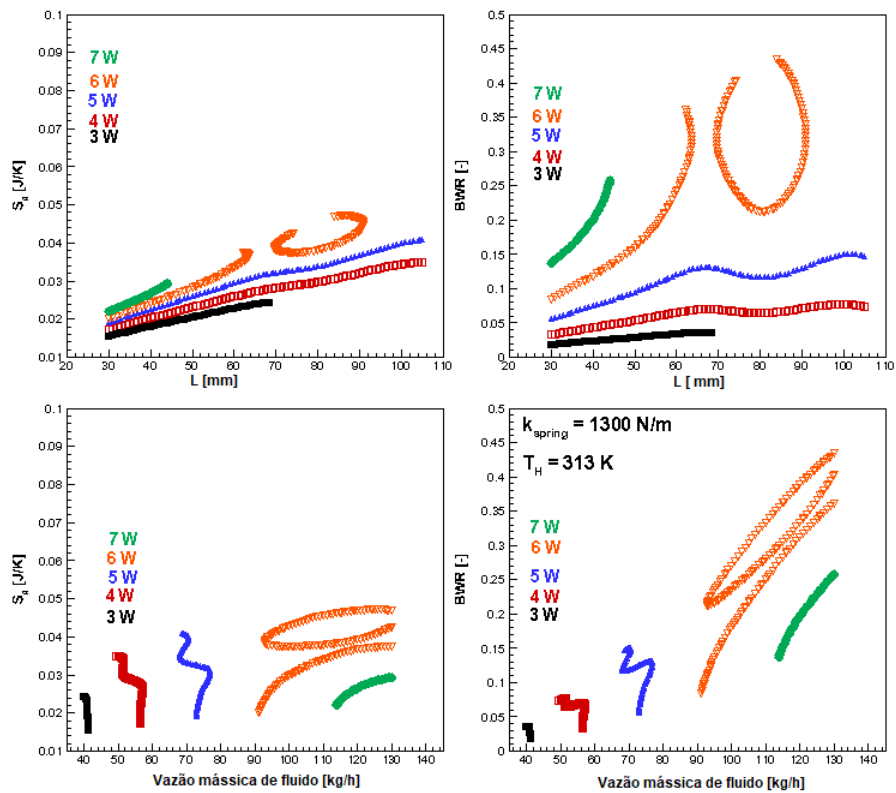


Figura 22. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 313$ K.

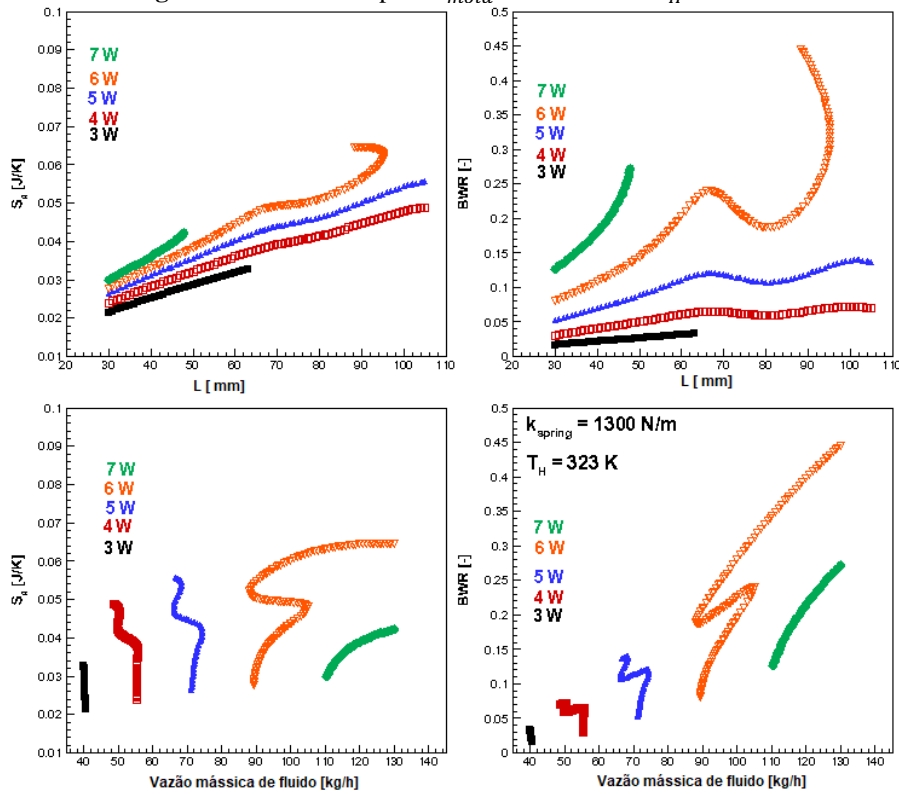


Figura 23. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 323$ K.

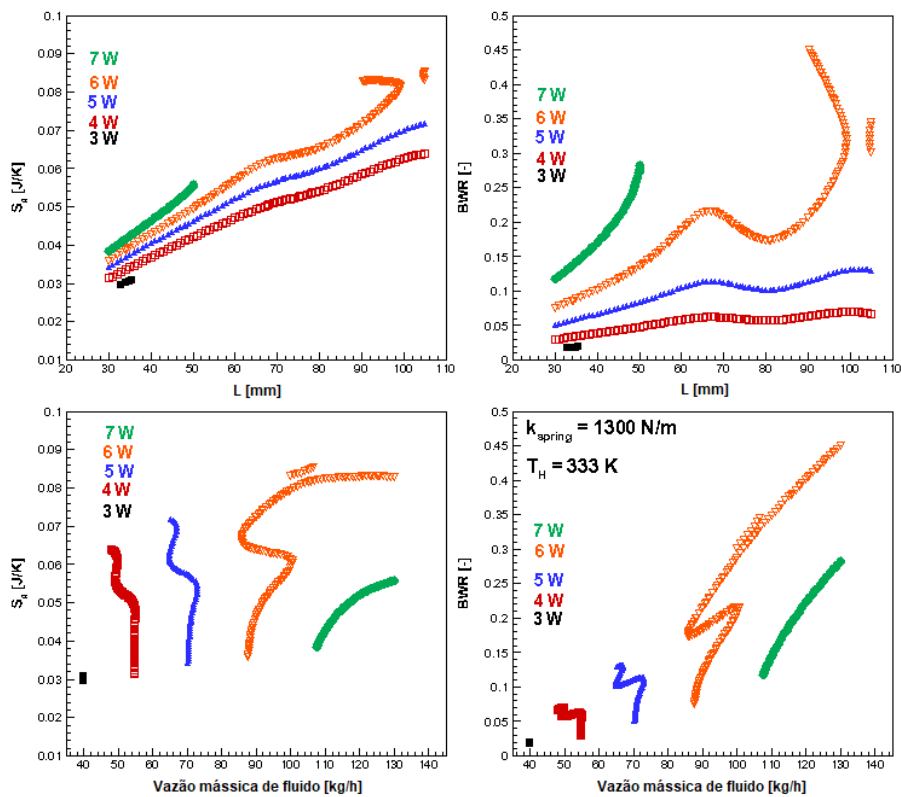


Figura 24. Resultados para $k_{mola} = 1300$ N/m e $T_H = 333$ K.

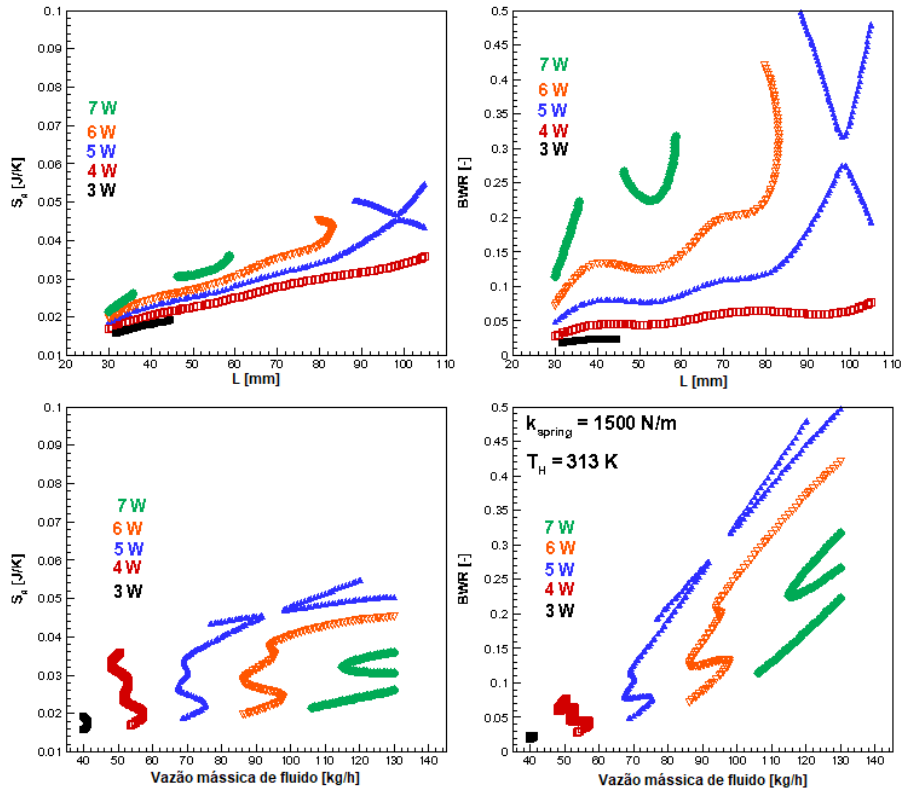


Figura 25. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 313$ K.

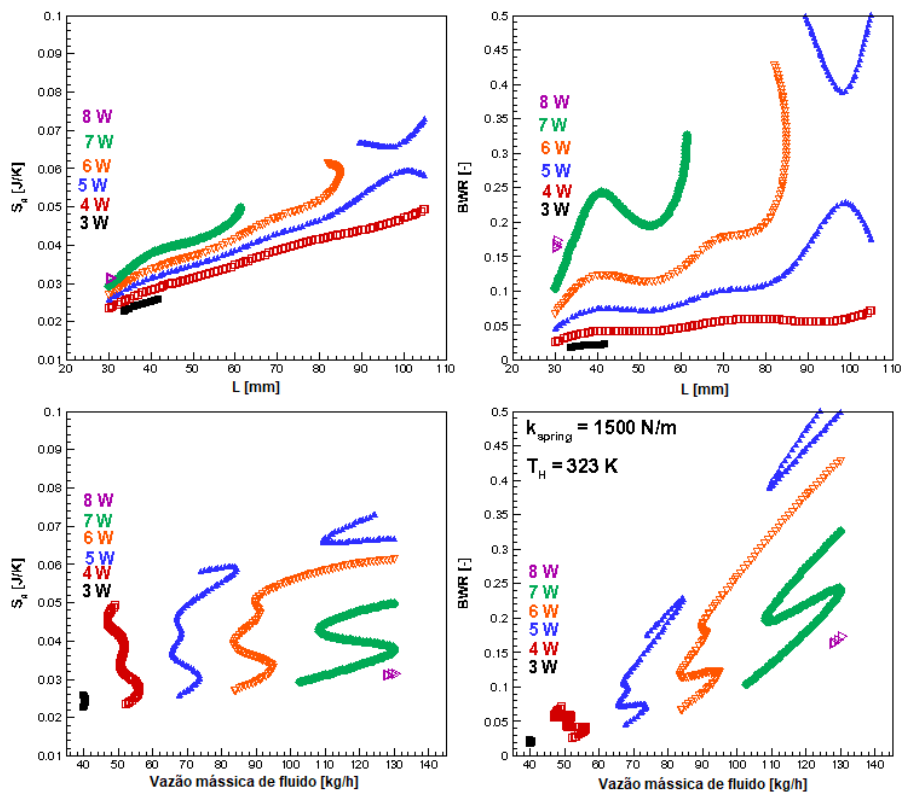


Figura 26. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 323$ K.

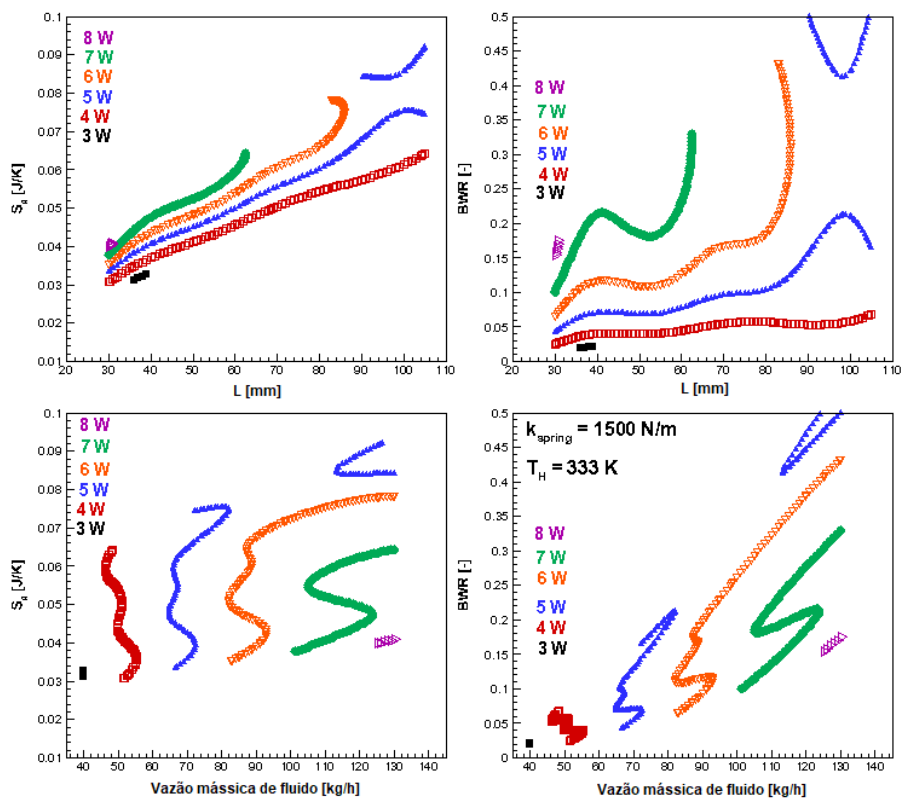


Figura 27. Resultados para $k_{mola} = 1500$ N/m e $T_H = 333$ K.

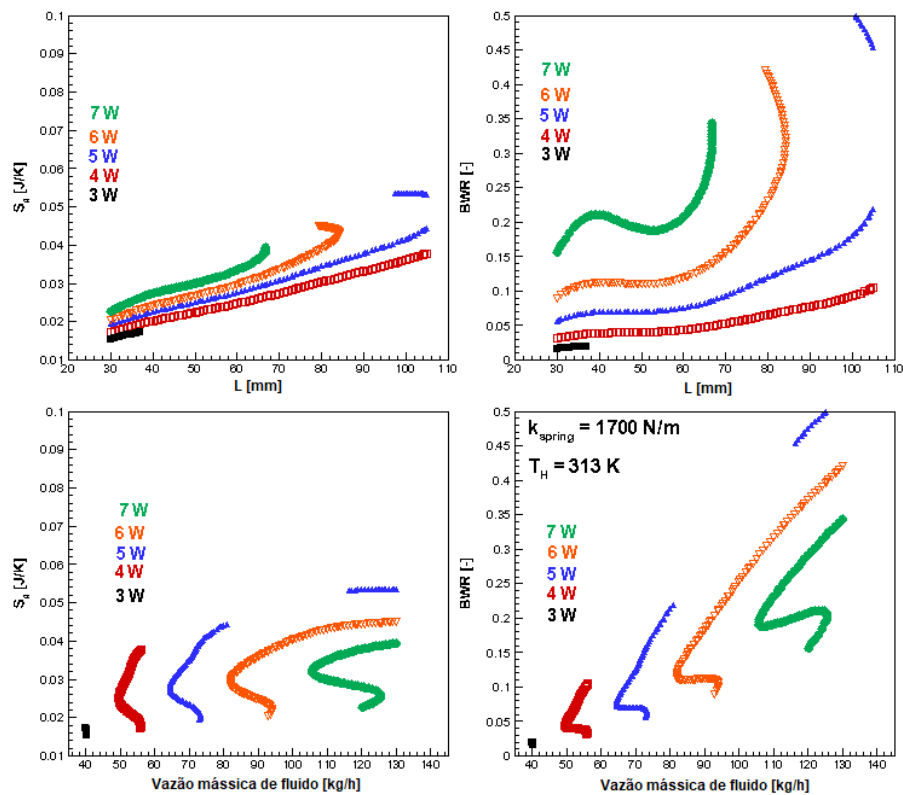


Figura 28. Resultados para $k_{mola} = 1700 \text{ N/m}$ e $T_H = 313 \text{ K}$.

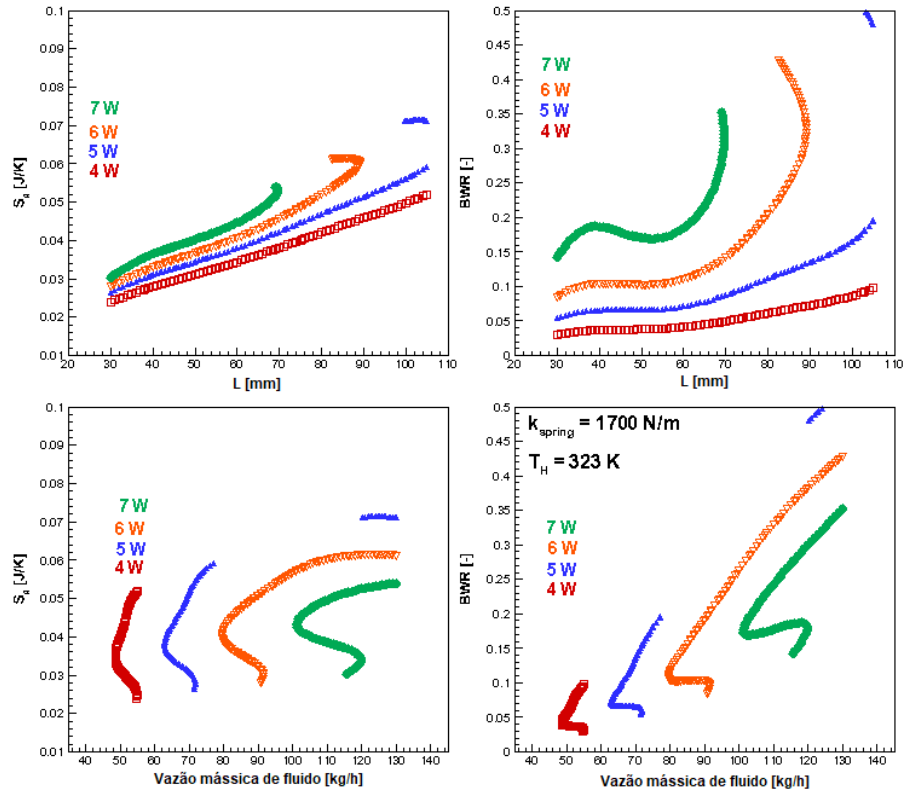


Figura 29. Resultados para $k_{mola} = 1700 \text{ N/m}$ e $T_H = 323 \text{ K}$.

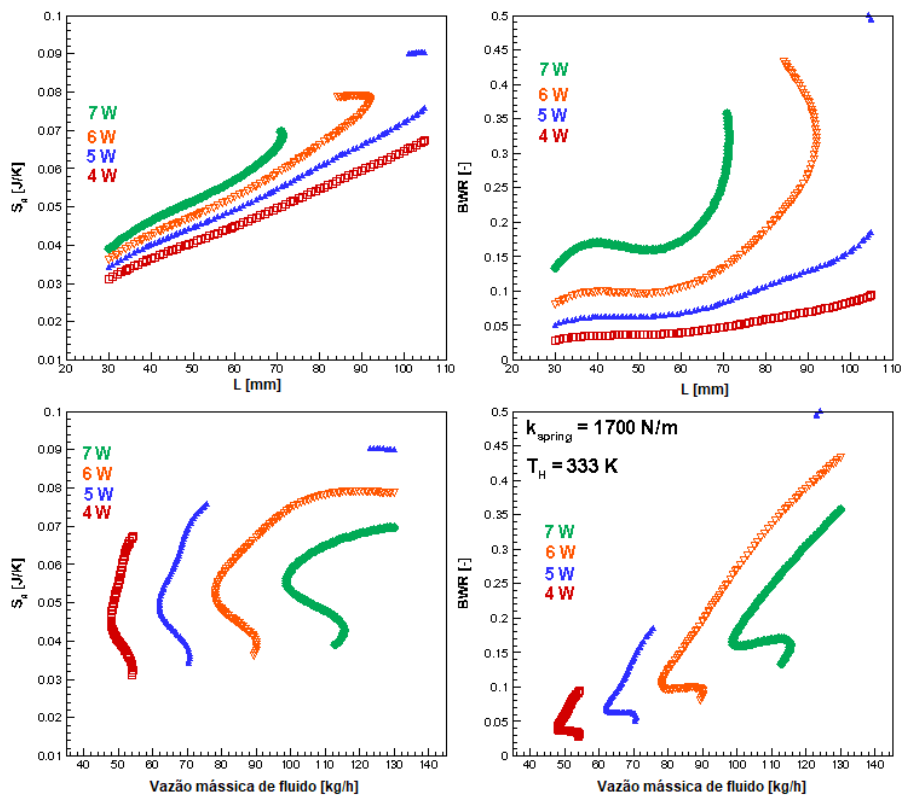


Figura 30. Resultados para $k_{mola} = 1700 \text{ N/m}$ e $T_H = 333 \text{ K}$.

5.2.1 Efeito da Temperatura

Analisando os três grupos com o mesmo valor de k_{mola} , é possível perceber que o aumento da temperatura tem um efeito claro na entropia gerada pelo sistema: o perfil das curvas é mantido, porém elas são deslocadas no sentido a apresentar maiores valores para S_{gen} . Por exemplo, para $k_{mola} = 1300 \text{ N/m}$ (Fig. 22-24) observa-se que a faixa de valores de S_{gen} vai de 0,01-0,05 J/K para 313 K, para 0,03-0,09 J/K para 333 K. O maior valor de S_{gen} pode ser explicado uma vez que ao se aumentar T_H também aumenta-se as diferenças de temperaturas entre as fases fluido e sólido, o que incrementa as irreversibilidades devido a transferência de calor com diferença finita de temperatura. Em contrapartida, o aumento de T_H tende a diminuir a viscosidade do fluido, reduzindo um pouco as perdas por dissipação viscosas.

No que diz respeito ao impacto de T_H sobre o BWR, observa-se poucas variações havendo, na realidade, uma pequena redução no seu valor. Assim como observado para S_{gen} , isso se dá pela diminuição da viscosidade do fluido, e consequentemente, sendo observadas menores perdas de

carga e potências de bombeamento. Também há uma intensificação na taxa de transferência de calor, tendendo a reduzir o período do ciclo termodinâmico, o que é benéfico do ponto de vista da potência gerada.

O efeito antitético do aumento da temperatura, sendo positivo para a minimização do BWR, mas negativo para a minimização da entropia, se apresentou como um dilema para este trabalho, visto que há a intenção de reduzir ambos os valores. Contudo, avaliando não apenas qualitativamente, mas também quantitativamente, é possível perceber que o aumento percentual da entropia gerada comparando pontos de operação com mesmo comprimento do trocador de calor é de aproximadamente 15%, enquanto a redução do BWR gira em torno de 5%. Assim, levando em conta ambos os objetivos, foi determinado que, dentre as temperaturas avaliadas, aquela que apresentou resultados mais interessantes foi a de 313 K, uma vez que apresentou menores irreversibilidades de acordo com os valores de S_{gen} .

5.2.2 Efeito da Constante Elástica da Mola

Analisando os resultados de S_{gen} e BWR em função de L_{TCM} - mantendo um valor fixo de T_H (= 313 K, por exemplo), mas avaliando-se os diferentes valores de k_{mola} (Fig. 22, 25 e 28, por exemplo) -, é possível perceber que os perfis das curvas são preservados, porém há um deslocamento para menores valores de L_{TCM} . Já nos gráficos de S_{gen} e BWR em função de \dot{m} , é possível perceber uma variação nos perfis de curva para os diferentes valores de constante elástica da mola. Por exemplo, para o k_{mola} de 1300 N/m, as curvas de 4 W e 5 W apresentam os maiores valores de S_{gen} e BWR , a medida que a vazão mássica diminui; ao passo que para o k_{mola} de 1700 N/m os maiores valores de S_{gen} e BWR , são vistos a medida que a vazão mássica aumenta. Além disso, é nítida a ocorrência de uma oscilação horizontal em que um mesmo valor de vazão deva ser combinado com um maior valor de L_{TCM} para resultar em um valor fixo de potência líquida, à medida que S_{gen} e BWR aumentam. Esse comportamento é mais evidente para o k_{mola} de 1500 N/m.

Ao avaliar a evolução de S_{gen} e BWR para os diferentes valores de k_{mola} , nota-se que para a entropia gerada há a preservação quanto às faixas de valores obtidas ficando, no exemplo em análise (Fig. 22, 25 e 28), entre 0,01 e 0,05 J/K. Por outro lado, o BWR apresenta valores de mínimos, para uma mesma potência líquida, ligeiramente menores a medida que k_{mola} aumenta, porém tais variações não são significativas. Em vista disso, pode-se escolher qualquer valor de k_{mola} , e optou-se pelo valor de 1700 N/m (Fig. 28, por exemplo) por apresentar curvas mais bem comportadas, com menores oscilações. Logo, ao analisar que são resultados provenientes de interpolações, julga-se que uma curva mais bem comportada apresentará menores erros numéricos após a interpolação.

5.2.3 Efeito do Comprimento do Trocador de Calor Magnético

A relação do L_{TCM} com a S_{gen} pode ser facilmente analisada nos resultados. Utilizando a Fig. 28 como exemplo ($k_{mola} = 1700$ N/m e $T_H = 313$ K), nota-se que S_{gen} aumenta com L_{TCM} . Esse resultado pode ser explicado analisando as duas contribuições para a entropia gerada. À medida que L_{TCM} cresce, as perdas viscosas aumentam, resultando em uma maior entropia gerada devido a essa contribuição. Por outro lado, um maior L_{TCM} também significa uma maior área de troca de calor, o que tende a reduzir a contribuição da transferência de calor. Mas, ao que os resultados indicam, as perdas viscosas aumentam mais rapidamente com L_{TCM} do que a redução do segundo termo. As partes não lineares em formato de gancho à direita das curvas de potência pré-determinada podem ser explicadas pela alteração da vazão mássica de fluido nos pontos de operação, uma vez que a vazão também tem influência nas duas parcelas da geração de entropia.

Para o BWR , as potências de 3 W e 4W, é possível perceber que a relação com o comprimento mais linear, bem comportada. Entretanto, para as potências de 5W, 6W e 7W, (ignorando $L_{TCM} < 40$ mm) é possível identificar uma região de mínimo local ao redor de $L_{TCM} = 50$ mm. Esse comportamento é comum a todos os resultados das Fig. 25 a 30. Para as condições de k_{mola} da mola de 1300 N/m, entretanto, esse mínimo local se apresenta próximo ao comprimento de 80 mm e não é visualizado para a curva de potência líquida de 7 W.

Observando agora os resultados de BWR apenas para os menores valores de L_{TCM} ($= 30$ mm) é possível encontrar os valores mínimos globais, tanto para S_{gen} como para BWR . A partir da inclinação da curva apresentada para os menores valores de L_{TCM} , pode-se interpretar que a tendência dos resultados seria de minimizar ainda mais o BWR a medida $L_{TCM} \rightarrow 0$. Contudo, tal comportamento pode ser uma consequência não realista acarretada pela simplificação da formulação matemática, ao não incluir a condução axial no balanço de energia para a fase sólido. A condução axial tem maior influência à medida que $L_{TCM} \rightarrow 0$ e para menores valores de \dot{m} . Dessa forma, entende-se que os valores os mínimos locais de BWR ao redor do comprimento de 50 mm, são resultados fisicamente mais consistentes e que, possivelmente, apresentariam menores desvios da realidade. Além disso, argumenta-se que os mínimos BWR obtidos para $L_{TCM} \sim 50$ mm e $L_{TCM} = 30$ mm não têm diferença significativa. Por fim, nota-se que para interpretar o mínimo local de BWR para $L_{TCM} \sim 50$ mm, a avaliação deve ser realizada concomitantemente à vazão mássica, uma vez que essas duas variáveis independentes são mais influentes sobre a função objetivo.

5.2.4 Efeito da Vazão Mássica

Prosseguindo com a análise da Fig. 28 como exemplo ($k_{mola} = 1700$ N/m e $T_H = 313$ K), nota-se que para as curvas de 3 W e 4 W que a medida que S_{gen} bem como BWR aumentam, a faixa de vazão mássica observada é bastante restrita, tendo uma amplitude de cerca de 10 kg/h. O mesmo comportamento é visto em todas as demais combinações de k_{mola} e T_H , e também para a potência de 5 W nas Figs. 22 a 24. Já para $\dot{W}_{liq} > 5$ W (exceto nas Fig. 22 a 24) há uma grande faixa de valores para \dot{m} , que combinadas com L_{TCM} , resultam nesses valores de potência analisados.

Nas Fig. 22 a 24, é possível perceber que a potência de 6 W marca uma separação entre os comportamentos das curvas. Àquelas para 3 W, 4 W e 5 W apresentam um perfil similar, e o aumento da vazão mássica corresponde a um aumento da potência líquida, uma vez que as curvas apresentam uma pequena amplitude de vazão e estão deslocadas uma da outra por aproximadamente 15 kg/h. As potências de 6 W e 7 W também são similares, e para $\dot{m} > 110$ kg/h

elas passam a compartilhar a mesma faixa de valores de \dot{m} . Comparando dois pontos com a mesma vazão mássica, é possível perceber que a curva de 7 W apresenta menores valores de BWR e S_{gen} , uma vez que $\dot{W}_{liq} = 7$ W é obtida para um menor valor de L_{TCM} , apresentando, assim, menores perdas viscosas. Porém 6 W apresenta o menor valor para as funções objetivos em uma vazão menor a 110 kg/h.

Nas Fig. 25-27, a potência que demarca a transições entre os comportamentos da curva é 5 W. O comportamento da curva de 5 W, entretanto, não é similar às curvas de 6 W e 7 W, apresentando duas regiões desconexas. Contudo, pode-se chegar à conclusões similares àquelas apresentadas para as Fig. 22 a 24 no que tange as faixas de \dot{m} compartilhadas por diferentes potências líquidas.

Já nas Fig. 28-30, todas as curvas de potência líquida apresentam perfis similares em relação a BWR e S_{gen} , havendo maior homogeneidade nos comportamentos. Uma ressalva diz respeito a potência de 5 W, onde há uma descontinuidade dos resultados. Porém, analisando em conjunto os gráficos de BWR e S_{gen} em função do L_{TCM} , é possível inferir que essa descontinuidade é gerada pela limitação do domínio analisado para o comprimento, e provavelmente não ocorreria caso o domínio de L_{TCM} fosse além do valor de 105 mm. A curva de 4 W não apresenta a parte desconexa como evidência da continuidade de um perfil similar àquele encontrado nas curvas de 6 W e 7 W, porém ela demonstra um perfil inicial parecido e um fim dos pontos de operação limitado pelo comprimento, como é possível ver no gráfico de BWR em função de L_{TCM} . Dessa forma, essa mesma inferência também pode ser feita para a curva de 4 W.

Por fim, pode-se avaliar que com o aumento da vazão mássica, há uma intensificação da troca de calor, o que tende a diminuir a entropia gerada devido a diferença finita de temperaturas. Por outro lado, aumenta-se as perdas viscosas e a entropia gerada relacionada a esse termo. Assim, como resultado geral, nota-se o aumento da entropia gerada com o aumento da vazão, sendo, portanto, a parcela viscosa predominante.

5.2.5 Comportamento em relação da Potência Líquida

Uma última análise que merece destaque é avaliar o comportamento do BWR e do S_{gen} em relação a potência líquida. Primeiramente, destaca-se que o objetivo dessa seção não é comparar os valores de mínimos encontrados para os diferentes valores de \dot{W}_{liq} , uma vez que isso não representaria uma avaliação robusta para a otimização (conforme discutido nas seções 4.1 e 4.3.3), mas sim estudar como as faixas de L_{TCM} e \dot{m} alteram-se e compreender o seu impacto sobre os valores de BWR e do S_{gen} :

- Com exceção da potência de 3 W, os demais \dot{W}_{liq} geralmente abrangem a uma ampla faixa de L_{TCM} , em alguns casos apresentando resultados para todos L_{TCM} possíveis;
- Em relação a \dot{m} , cada valor de \dot{W}_{liq} apresenta uma faixa mais restrita de valores.

Deste modo, fica claro que para se obter maiores valores de \dot{W}_{liq} o parâmetro de maior influência é a vazão mássica, uma vez que maiores valores para essa variável são requeridos. Com o aumento da \dot{m} , porém, aumenta-se tanto a potência de bombeamento como a geração de entropia por dissipação viscosa, o que resulta em maiores valores de BWR e S_{gen} quando \dot{W}_{liq} aumenta. Portanto, a \dot{m} apresenta-se como a variável independente de maior impacto sobre as funções objetivos.

5.3 SELEÇÃO DOS PARÂMETROS OTIMIZADOS

Tendo em vista a análise realizada sobre as Fig. 22 a 30 e os efeitos de cada variável independente, é possível definir a condição de operação desejada de forma a atingir os objetivos de projetar um sistema otimizado, de acordo com as funções objetivos. Entretanto, primeiramente, é necessário estabelecer um valor único de potência líquida dentre aquelas propostas. Assim sendo, $\dot{W}_{liq} = 6$ W, foi selecionada por apresentar curvas mais regulares e com maior disponibilidade de informações, além de ser uma das maiores potências líquidas obtidas no presente projeto.

Na sequência, define-se os valores de T_H e k_{mola} , os quais já foram previamente selecionados na seção anterior. Trazendo a informação de volta:

- $T_H = 313$ K foi selecionado baseando-se nos valores de entropia gerada, uma vez que o aumento da temperatura do reservatório quente potencializava as irreversibilidades relacionadas a parcela da transferência de calor. Logo, optou-se pelo menor valor de T_H avaliado;
- $k_{mola} = 1700$ N/m. No caso do k_{mola} observou-se pouca interferência dos valores avaliados sobre o BWR e S_{gen} . Assim a decisão de utilizar o valor proposto ficou mais relacionado a qualidade do resultado final, o qual julgou-se inicialmente que poderia ter menores erros de interpolação uma vez que $k_{mola} = 1700$ N/m apresentou resultados gerais mais bem comportados comparados aos demais valores de k_{mola} .

Definidos T_H e k_{mola} , nota-se que os resultados de interesse são aqueles da Fig. 28, em que dentre todas as possíveis potências líquidas, optou-se pelo valor de $\dot{W}_{liq} = 6$ W. Trazendo de volta a discussão sobre L_{TCM} , justificou-se anteriormente que os menores valores de $L_{TCM} \sim 30$ mm, apesar de apresentar os mínimos BWR e S_{gen} , poderiam fugir da física real do problema como consequência da não inclusão da condução axial no modelo da fase sólido. Logo, busca-se o mínimo local de BWR , sendo definido o valor de $L_{TCM} = 51$ mm. Finalmente, pode-se encontrar a vazão mássica que corresponde ao mínimo local de BWR para o L_{TCM} selecionado, que resulta no $\dot{W}_{liq} = 6$ W.

A Tab. 8 mostra os parâmetros otimizados, juntamente com os resultados de BWR e S_{gen} obtidos a partir das interpolações. Observa-se um baixo valor de BWR , ao redor de 11% com um valor de S_{gen} relativamente baixo, uma vez que ele pode alcançar até 0,05 J/K. Portanto, os resultados da otimização mostram-se satisfatórios.

Parâmetro	L_{TCM}	k_{mola}	T_H	\dot{m}	BWR	S_{gen}
Valor	51 mm	1700 N/m	313 K	83,94 kg/h	0,1116	0,02733 J/K

Tabela 8. Valores obtidos a partir do procedimento de otimização para $\dot{W}_{liq} = 6$ W.

5.4 VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS DA INTERPOLAÇÃO

Para verificar a qualidade e a validade da conclusão obtida no texto anterior, a próxima etapa do procedimento de otimização é comparar os resultados obtidos pelas interpolações com a simulação direta. Com intuito de expandir a verificação, foram escolhidas outras condições de operação além daquela definida como a condição otimizada apresentada na seção anterior, sendo analisadas todas as nove (9) possíveis combinações de k_{mola} e T_H . Como critério, manteve-se $\dot{W}_{liq} = 6$ W e $L_{TCM} = 51$ mm, ao passo que a vazão mássica é obtida automaticamente dessa combinação. A Tab. 9 mostra os resultados obtidos das interpolações para as nove condições consideradas, as quais resultam em 6 W de potência líquida, e nos valores de BWR e S_{gen} apresentados.

Neste ponto, essas nove combinações de k_{mola} , T_H , \dot{m} e L_{TCM} foram ajustados como dados de entrada para a simulação. A Tab. 10 apresenta os resultados obtidos a partir do modelo matemático proposto. Comparando, portanto, as Tab. 9 e 10 pode-se verificar a qualidade do procedimento de interpolação proposto. Para facilitar tal comparação, a Tab. 11 traz o desvio percentual para \dot{W}_{liq} , BWR e S_{gen} obtido entre resultado interpolado e modelo. A Tab. 10 também traz informações quanto ao período de ciclo (τ_{ciclo}), porém essa informação será explorada mais adiante neste capítulo.

Condição	L_{TCM} (mm)	k_{mola} (N/m)	T_H (K)	\dot{m} (kg/h)	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)
1	51	1300	313	98,15	6	0,16711	0,028930
2	51	1300	323	94,21	6	0,15037	0,039180
3	51	1300	333	92,18	6	0,14190	0,050526
4	51	1500	313	87,82	6	0,12535	0,027688
5	51	1500	323	85,12	6	0,11521	0,037779
6	51	1500	333	83,63	6	0,10966	0,048881
7	51	1700	313	83,94	6	0,11159	0,027329
8	51	1700	323	81,80	6	0,10394	0,037337
9	51	1700	333	80,25	6	0,09848	0,048234

Tabela 9. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelas interpolações.

Condição	L_{TCM} (mm)	k_{mola} (N/m)	T_H (K)	\dot{m} (kg/h)	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)	τ_{ciclo} (s)
1	51	1300	313	98,15	5,937295	0,16867	0,028960	0,485
2	51	1300	323	94,21	5,92097	0,15216	0,039213	0,496
3	51	1300	333	92,18	5,921165	0,14358	0,050554	0,501
4	51	1500	313	87,82	5,640878	0,13276	0,027827	0,565
5	51	1500	323	85,12	5,651386	0,12192	0,037907	0,571
6	51	1500	333	83,63	5,660089	0,11595	0,048997	0,574
7	51	1700	313	83,94	6,002552	0,11160	0,027333	0,548
8	51	1700	323	81,80	5,9992	0,10399	0,037347	0,553
9	51	1700	333	80,25	5,991612	0,098653	0,048248	0,557

Tabela 10. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelo modelo matemático.

Condição	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)
1	1,1%	0,9%	0,1%
2	1,3%	1,2%	0,1%
3	1,3%	1,2%	0,1%
4	6,4%	5,6%	0,5%
5	6,2%	5,5%	0,3%
6	6,0%	5,4%	0,2%
7	0,0%	0,0%	0,0%
8	0,0%	0,0%	0,0%
9	0,1%	0,2%	0,0%

Tabela 11. Desvios percentuais comparando os resultados da interpolação com o modelo matemático.

Analisando as Tab. 9-11, nota-se que os maiores desvios foram verificados para $k_{mola} = 1500$ N/m, chegando à casa de 6%, tanto para o BWR como para a potência líquida gerada. Para o k_{mola} de 1300 N/m, os desvios foram da ordem de 1% para essas grandezas, ao passo que para k_{mola} de 1700 N/m os desvios são insignificantes.

Esse resultado corrobora as discussões apresentadas na seção 5.2.2, em que para k_{mola} de 1300 N/m e, especialmente, de 1500 N/m são observadas maiores aleatoriedades nos resultados, sendo o comportamento das curvas para 1700 N/m mais suaves, o que acarreta menores erros numéricos decorrentes da interpolação. Assim sendo, devido aos pequenos desvios encontrados, o procedimento de otimização como um todo, incluindo as etapas de interpolação, foi considerado adequado e preciso o suficiente para assegurar as conclusões do presente trabalho.

5.6 AVALIANDO O IMPACTO DO EFEITO MAGNETOCALÓRICO SOBRE O RESULTADO

Assim como a condução axial no sólido, o EMC foi desconsiderado nas simulações realizadas ao longo do procedimento de otimização. Tal simplificação foi necessária visando reduzir o custo computacional. Neste ponto, de posse dos parâmetros otimizados, faz-se necessário avaliar o impacto do EMC sobre esses resultados e analisar os desvios em relação a física real do problema.

Para executar essa avaliação, utilizou-se as condições 7, 8 e 9 das Tab. 9 e 10, para a constante elástica da mola de 1700 N/m, que apresentaram comportamento similar e os menores desvios quando comparados os resultados da interpolação e da simulação. Assim, para essas condições foram realizadas novas simulações incorporando o EMC no modelo matemático. O EMC foi implementado seguindo o método direto, conforme apresentado na seção 3.2.3. A Tab. 12 apresenta os parâmetros e resultados obtidos das simulações incluindo o EMC, enquanto a Tab. 13 apresenta os desvios percentuais ao comparar os resultados da Tab. 12 com a Tab. 10.

Condição	L_{TCM} (mm)	k_{mola} (N/m)	T_H (K)	\dot{m} (kg/h)	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)	τ_{ciclo} (s)
7	51	1700	313	83,94	5,553366	0,119585	0,028010	0,587
8	51	1700	323	81,80	5,557754	0,111384	0,038200	0,592
9	51	1700	333	80,25	5,545798	0,105806	0,049256	0,597

Tabela 12. Condições geométricas e de operação e resultados obtidos pelo modelo matemático, incluindo o EMC na simulação.

Condição	\dot{W}_{liq} (W)	BWR	S_{gen} (J/K)	τ_{ciclo} (s)
7	8,1%	6,7%	2,4%	6,6%
8	7,9%	6,6%	2,2%	6,6%
9	8,0%	6,8%	2,0%	6,7%

Tabela 13. Desvios percentuais comparando os resultados da interpolação com o modelo matemático.

Comparando as Tab. 10 e 12, para as mesmas condições simuladas, nota-se que a inserção do EMC no modelo matemático:

- Reduz o valor de \dot{W}_{liq} , o que significa que a variação da temperatura adiabática tende a retardar o ciclo térmico, aumentando o seu período (τ_{ciclo}) e reduzindo a potência total produzida pelo motor;
- Como a potência de bombeamento não sofre influência direta do EMC, o valor do BWR sofre um leve aumento em virtude da redução na potência total produzida pelo motor;
- Já a entropia gerada também sofre um leve aumento devido à irreversibilidade relacionada a transferência de calor. Isso ocorre pois a cada instante que o campo magnético externo varia sobre o material magnético, um pequeno salto na temperatura do sólido é verificado devido ao EMC. Assim, aumenta-se a diferença de temperatura entre as duas fases, o que impacta sobre essa fonte de irreversibilidade.

Em termos globais, os desvios percentuais comparando os resultados com e sem o EMC são da ordem de 8% para a \dot{W}_{liq} , 7% para o BWR e o τ_{ciclo} , e 2% para S_{gen} . Além disso, observa-se que os desvios para cada uma das condições analisadas são muito próximos, o que indica que o EMC possivelmente tem um efeito uniforme sobre o resultado.

Nesse sentido, conforme os resultados e avaliações apresentadas, conclui-se que a simplificação inicial quanto a retirar o EMC das simulações a serem realizadas dentro do procedimento de otimização foi adequada, uma vez que: i) apresentou desvios menores que 10%; ii) a sua influência aparentemente é uniforme sobre o resultado; iii) foi demandado um menor custo computacional para concluir o presente estudo. Por outro lado, nas próximas etapas desta pesquisa - que seria construir e testar o motor projetado - deve-se buscar validar o presente modelo e, neste caso, o EMC deve estar incluso em todas as simulações para garantir maior rigor físico as análises.

6 DESENHOS E CARACTERÍSTICAS CONSTRUTIVAS DO PROJETO DO MOTOR TERMOMAGNÉTICO

A Fig. 31 apresenta os esquemas construtivos tridimensionais do sistema projetado baseado nos resultados da otimização.

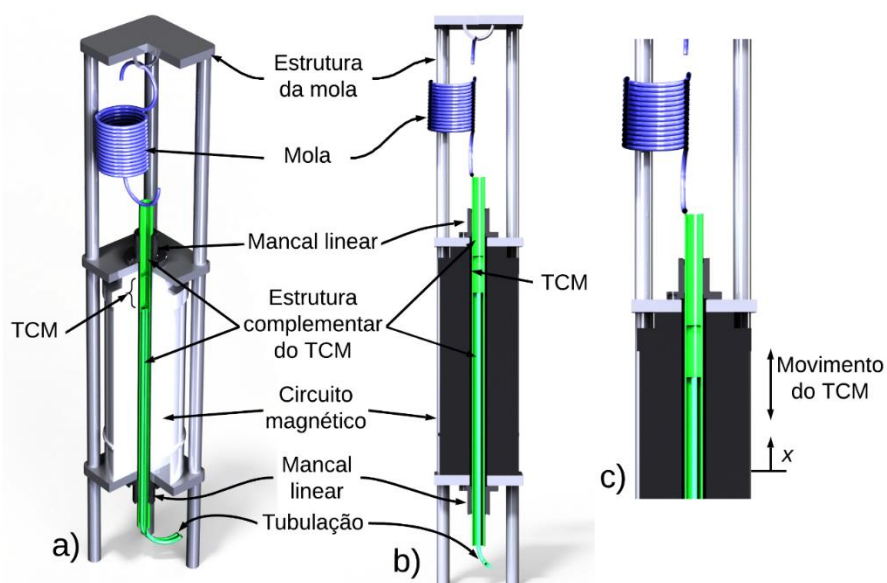


Figura 31. Esquema construtivo do sistema projetado em (a) vista externa; (b) vista em corte; (c) detalhes da região interna do circuito magnético e do TCM.

A Fig. 31(a) apresenta a vista externa do motor, a Fig. 31(b) uma vista em corte longitudinal, possibilitando melhor visualização dos componentes, e a Fig. 31(c) mostra maiores detalhes da região do TCM, com destaque para o centro do circuito magnético ($x = 0$) e o sentido do movimento do TCM. É importante ressaltar que os desenhos apresentados são croquis com propostas iniciais do formato construtivo do motor, apontando para alguns detalhes construtivos os quais são descritos nas seções que seguem. O projeto construtivo final deverá ser concluído em trabalhos futuros.

6.1 TROCADOR DE CALOR MAGNÉTICO

O trocador de calor magnético é a região do motor onde há a transferência de calor entre o material magnético e o fluido de trabalho. De acordo com os parâmetros do projeto otimizado, ele deve ter comprimento de 51 mm para um diâmetro interno da carcaça de 16 mm. Em seu interior, são empacotadas esferas de Gd com diâmetro de 0,5 mm, estabelecendo uma porosidade de 36%.

Observa-se, porém, que o TCM é uma pequena parte da estrutura que é alocada internamente ao circuito magnético, como nota-se na Fig. 31, e é livre para se mover linearmente em uma única direção (Fig. 31(c)). A Fig. 32 apresenta um esquema ilustrativo de como será a estrutura do TCM, mostrando suas dimensões totais e detalhes sobre as tubulações e escoamentos.

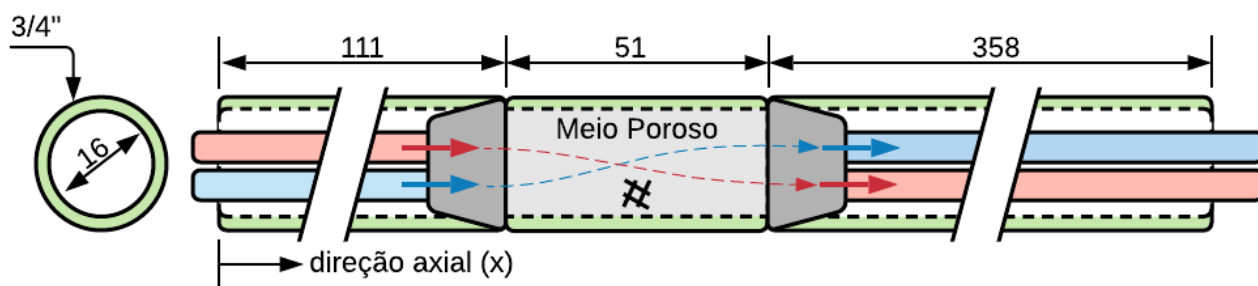


Figura 32. Esquema ilustrativo do TCM, apresentando as principais dimensões e detalhes quanto as tubulações e escoamento. As regiões e setas vermelhas indicam as tubulações e dinâmica do escoamento quente, ao passo que as azuis indicam para o escoamento frio. Todas as dimensões estão em milímetros, exceto a indicada em polegadas.

Fonte: Autor.

Na Fig. 32, as regiões vermelhas dizem respeito as tubulações por onde passa a corrente quente, ao passo que as setas vermelhas indicam a dinâmica do escoamento. Já as regiões e setas azuis,

representam as mesmas características, mas para a corrente de escoamento fria. Nota-se que o comprimento do TCM é limitado por uma estrutura convergente/divergente, que adapta o diâmetro interno do TCM (16 mm) para a tubulação. Nessa mesma estrutura, são colocadas telas de aço inox, com abertura menor que 200 μm , de forma a manter o leito de esferas fixo (não como um leito fluidizado).

Toda a região externa, chamada de estrutura complementar do TCM na Fig. 31, é dedicada para fins estruturais, de mancalização e para entrada e saída das tubulações que carregam as correntes quente e fria. Essa estrutura é demasiadamente grande devido a geometria do ímã disponível, sendo o comprimento total de 520 mm, de forma a garantir o movimento linear restrito entre os mancais. O tubo não é simétrico, conforme mostra a Fig. 32, pela necessidade do posicionamento adequado do material magnético nas posições de início e fim de curso, além de se localizar na região de campo magnético alto. Dessa forma, os materiais utilizados devem ser não-magnéticos, sendo o escolhido uma tubulação de G10 (fibra de vidro), com diâmetro externo de $\frac{3}{4}$ ". Por fim, toda a estrutura complementar do TCM precisa estar conectada à mola para que o ciclo seja executado.

6.2 MANCAIS LINEARES

Para garantir a robustez e a concentricidade da estrutura completa do TCM com o circuito magnético, o motor necessita de dois mancais lineares. Assim, promove-se a fixação em dois pontos e restringe-se a movimentação do trocador de calor em uma única direção, conforme a Fig. 31. Os pontos de fixação são a parte superior e inferior do circuito magnético. Como não há movimento rotativo e as forças de trabalho são relativamente pequenas, o mancal não sofre grandes tensões, e, dessa forma, não apresenta risco de falha.

Os dados mais importantes do mancal para o dimensionamento do sistema são o diâmetro interno e o comprimento do mancal, uma vez que a estrutura complementar do TCM precisa atravessar ambos os mancais em todos os momentos do ciclo. O diâmetro interno do mancal escolhido é de $\frac{3}{4}$ " e o comprimento é de 41,28 mm.

6.3 ESTRUTURA

O circuito magnético e a estrutura de sustentação do motor são dois componentes fortemente interdependente, uma vez que o circuito já disponível permite menor grau de liberdade ao projeto da estrutura. A estrutura de sustentação do motor é composta de duas chapas, para fixação superior e inferior da câmara magnética e anexação dos mancais lineares, e quatro hastes para sustento das chapas. As hastes têm comprimento de 500 mm e diâmetro de 18,5 mm, com a chapa superior conectada ao final das hastes e a chapa inferior conectada à 322 mm da superior. Cada chapa tem dimensões de 125 x 125 x 14 mm. O espaço livre entre a chapa inferior e o solo, para evitar choques, é de 150 mm.

6.4 MOLA

De acordo com o projeto otimizado, a mola deve possuir constante elástica de 1700 N/m e permitir um deslocamento de 66 mm. O material escolhido foi o aço A227, um material comumente utilizado em arames de mola e que apresenta baixo custo (NORTON, 2013). A mola projetada foi uma mola de tração, uma vez que esse tipo de mola facilita o acoplamento com o trocador de calor. As molas de tração apresentam uma tensão de compressão residual que exige uma força inicial antes de haver deslocamento da mola. Como o sistema é vertical, essa força inicial e o peso do trocador de calor atuam redefinindo a posição de repouso do sistema sem a atuação da força magnética. Esse parâmetro precisa ser calculado para determinação correta do posicionamento da mola, possibilitando a execução do ciclo termomagnético.

De acordo com Norton (2013), a constante elástica da mola pode ser expressa pela Eq. 53.

$$k = \frac{d^4 G}{8D^3 N_a} \quad (53)$$

Além disso, a tensão atuante no corpo da mola de tração, as tensões de flexão e torção nas extremidades da mola de tração estão descritas, respectivamente, nas Eq. 54, 55 e 56.

$$\tau = \frac{16FD}{\pi d^3} \left(\frac{4C - 1}{4C - 4} + \frac{0.615}{C} \right) \quad (54)$$

$$\sigma_e = \frac{4C_1^2 - C_1 - 1}{4C_1(C_1 - 1)} \frac{16D_1F}{\pi d^3} + \frac{4F}{\pi d^2} \quad (55)$$

$$\tau_e = \frac{4C_2 - 1}{4C_2 - 4} \frac{8DF}{\pi d^3} \quad (56)$$

A tensão última do arame para mola de um material pode ser descrita pela Eq. 57.

$$S_{ult} = Ad^m \quad (57)$$

Em um sistema de cargas cíclicas, como é o caso do motor, a tensão atuante nas espiras da mola não pode exceder 36% da tensão última. Para as tensões de flexão e torção atuantes na extremidade, os valores limitantes são diferentes, sendo 51% e 34%, respectivamente.

Utilizando as Eq. 53 a 57, é possível projetar a mola de forma iterativa. Primeiramente, escolhe-se um valor para o diâmetro do arame e para o número de espiras. Na sequência, com a Eq. 53 é possível calcular o valor adequado de diâmetro médio de espira mantendo o valor de constante elástica da mola em 1700 N/m. Então, as tensões atuantes são calculadas por meio das Eq. 54-56 e comparadas com o valor de tensão última gerado pela Eq. 57. Caso o sistema não esteja dentro dos limites estabelecidos, é necessária a alteração do diâmetro de arame ou do número de espiras ativas e repetição dos cálculos.

A Tab. 14 expõe os valores constantes do material utilizados para cálculo, bem como os parâmetros finais obtidos no projeto da mola, as tensões máximas atuantes e a tensão última.

Parâmetro	Símbolo	Valor
Diâmetro do arame	d	5 mm
Diâmetro médio de espira	D	62,4 mm
Índice de mola	C	12,48
Número de espiras	N_t	14
Módulo de cisalhamento	G	79,3 Gpa
Coefficiente para tensão última	A	1753,3
Expoente para tensão última	m	-0,1822
Diâmetro do laço	D_1	41 mm
Diâmetro da flexão	D_2	20 mm
Comprimento não deformado	L_0	152 mm
Tensão máxima de torção nas espiras	τ	318 Mpa
Tensão máxima de flexão na extremidade	σ_e	212 Mpa
Tensão máxima de torção na extremidade	τ_e	57 Mpa
Tensão última	S_{ult}	1308 Mpa

Tabela 14. Parâmetros do material utilizados para a mola, da mola projetada e tensões máximas de operação.

A tensão residual adequada para fabricação da mola depende da razão entre o diâmetro do arame e o diâmetro médio de espira e seu cálculo é expresso pela Eq. 58.

$$\tau_i = -2,987C^3 + 139,2C^2 - 3427C + 38404 \quad (58)$$

Por meio da Eq. 54, é possível descobrir a força necessária para contrabalançar a tensão residual na mola. O valor descoberto pela força foi de 0,004 N. Como o valor é algumas ordens de grandeza inferior às forças atuantes e ao peso esperado do sistema, foi considerado que ele poderia ser desconsiderado para cálculo do posicionamento do trocador de calor com uso da mola.

6.5 ESTRUTURA DE SUPORTE PARA A MOLA

A altura da estrutura de suporte para a mola tem forte dependência com o peso do trocador de calor e demais componentes, uma vez que este gera deformação na mola que altera seu posicionamento. Assim, para a execução do ciclo termomagnético com as posições de início e fim de curso pré-definidas a partir dos resultados da otimização, é necessário a compensação dessa deformação através da alteração da altura da estrutura.

Sem o sistema construído e com sua massa definida, se faz difícil o projeto das dimensões da estrutura de suporte. Entretanto, pode-se realizar uma definição paramétrica para qualquer massa e estimar valores para uma possível construção. Tendo como base as informações de que a deformação da mola é proporcional à força atuante (no caso, a força peso) e a parte inferior do TCM precisa se movimentar entre as posições de 54 mm e 120 mm acima da posição central do circuito magnético Fig. 31, chega-se a equação paramétrica (Eq. 59) que descreve a altura h do suporte para a mola em função da massa m . Dessa forma, estimando-se que a estrutura total do TCM tenha uma massa total de aproximadamente 0,5 kg, a altura da estrutura de suporte para a mola deve ser de 276,4 mm.

$$h = (5,75m + 273,5) \text{ mm} \quad (59)$$

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho apresentou o projeto otimizado de um motor termomagnético linear com retorno por mola. Para obter-se os parâmetros otimizados, fez-se necessário o desenvolvimento de um modelo matemático simplificado para simular a transferência de calor acoplada aos fenômenos termomagnéticos que regem a física do problema. O modelo matemático foi implementado numericamente seguindo o método dos volumes finitos.

Também foi desenvolvido um procedimento de otimização, o qual permitiu a análise e obtenção dos valores ótimos de quatro variáveis independentes: vazão mássica, constante elástica da mola, temperatura do reservatório quente e comprimento do trocador de calor. As funções objetivos analisadas foram a minimização da razão de trabalho reverso (BWR) e a minimização da entropia gerada, as quais representam uma otimização segundo a Primeira e Segunda Lei da Termodinâmica, respectivamente. Além disso, as funções objetivos são avaliadas à luz de uma potência líquida do motor fixa, na faixa de 3 W a 7 W, a qual é definida como a diferença entre a potência produzida e consumida pelo motor.

O procedimento de otimização proposto cumpriu o seu objetivo e forneceu os valores otimizados para as quatro variáveis independentes. Além disso, os resultados obtidos permitiram avaliar os impactos de cada uma dessas variáveis sobre a potência líquida, a transferência de calor e a

dissipação viscosa, o BWR e a entropia gerada, bem como a analisar a robustez das hipóteses simplificativas utilizadas para o desenvolvimento do modelo matemático.

A simplificação mais restritiva foi a não consideração do efeito magnetocalórico nas simulações realizadas ao longo do procedimento de otimização. Os desvios avaliados foram da ordem de 8% ao analisar os resultados com e sem o efeito magnetocalórico. Porém, entende-se que a redução do custo computacional ao considerar um modelo matemático mais simples foi mais relevante do que os desvios avaliados em relação ao modelo completo.

Os valores operacionais e geométricos otimizados para o motor termomagnético, que utiliza esferas de Gd com 0,5 mm de diâmetro empacotadas em um meio poroso com 36% de porosidades foram:

- O comprimento do trocador de calor deve ter 51 mm;
- A vazão mássica deve ser ajustada ao redor de 84 kg/h;
- A temperatura de reservatório quente de operar a 40°C, sendo o reservatório frio mantido a uma temperatura fixa de 0°C;
- A mola deve ter uma constante elástica de 1700 N/m;

Estes valores garantem que o motor opere em um ciclo com período de 0,578 s (~ 104 rpm) e produza uma potência líquida de 6 W, estabelecendo valores minimizados de BWR de aproximadamente 12% e um total de entropia gerada de 0,02801 J/K. De posse dos parâmetros otimizados, foi possível estabelecer dimensões globais ao motor, bem como dimensionar alguns componentes como a mola de tração.

Por fim, conclui-se que tanto o objetivo geral do presente trabalho, bem como os objetivos específicos, foram alcançados com sucesso. Contudo, diversos pontos ainda permanecem abertos, podendo ser desenvolvidos em pesquisas futuras.

7.1 PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Ao término deste trabalho podem-se pontuar algumas propostas para a continuidade do mesmo:

- Desenvolver o projeto construtivo do motor, utilizando os resultados aqui apresentados, bem como selecionar a instrumentação necessária para permitir a avaliação experimental.

- Construir e avaliar experimentalmente o motor termomagnético com retorno por mola, explorando diferentes parâmetros operacionais de vazão e temperaturas nos reservatórios quente e frio.
- Validar o modelo completo, incluindo o EMC, proposto neste trabalho, bem como a inclusão no modelo de aspectos operacionais importantes do motor, como os efeitos inerciais e dinâmicos da movimentação do TCM, os quais ficarão mais claros a partir da construção do motor.
- Realizar uma análise mais detalhada sobre os diversos valores de constante elástica da mola para o sistema de retorno de um motor termomagnético, gerando uma maior quantidade de dados para poder descrever melhor o efeito da variação desse parâmetro.
- Expandir a otimização para parâmetros considerados constantes neste trabalho, como o diâmetro do trocador de calor, o diâmetro das esferas e a intensidade e formato do gradiente de campo magnético imposto ao sistema.
- Implementar materiais com transição de primeira ordem, e avaliar os resultados operacionais do motor termomagnético. O uso de materiais com transição de primeira ordem, em especial, pode apresentar um comportamento diferente do simulado neste trabalho, obtendo maiores frequências de operação devido à menor diferença de temperatura requerida para alternar a fase magnética do material.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, C. S., Colman, F. C., Foleis, G. L., Vieira, G. T. F., Szpak, W., 2013. Numerical simulation and design of a thermomagnetic motor. *Applied Thermal Engineering* 61, 616-622.

Arnold, D. S., Tura, A., Ruebsaat-Trott, A., Rowe, A., 2014. Design Improvements of a Permanent Magnet Active Magnetic Refrigerator. *International Journal of Refrigeration* 37, 99-105.

Bakker Magnetics, 2020. Catálogo de ímãs permanentes a base de NdFeB. Disponível em <www.baktermagnetics.com/en/magnetic-technology-assemblies/#downloads>, acesso em outubro de 2020.

Bejan, A., 1995. *Entropy Generation Minimization: The Method of Thermodynamic Optimization of Finite-Size Systems and Finite-Time Processes*. 1ª Edição. CRC Press.

Bejan, A. Tsatsaronis, G., Moran, M. J., 1995. *Thermal Design and Optimization*. 1ª Edição. Wiley-Interscience.

Bessa, C. V. X., Ferreira, L. D. R., Horikawa, O., Gama, S., 2018. On the relevance of temperature, applied magnetic field and demagnetizing factor on the performance of thermomagnetic motors. *Applied Thermal Engineering* 145, 245–250.

Bjork, R., Bahl, C. R. H., Smith, A., Pryds, N., 2010. Review and Comparison of Magnet Designs for Magnetic Refrigeration. *International Journal of Refrigeration* 33, 437-448.

Callister, W. D. Jr., Rethwisch, D. G., 2016. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. 8ª Edição. LTC

Çengel, Y. A., Boles, M. A., 2017. *Termodinâmica*. 7ª Edição. AMGH.

Cheng, C., Chung, T., Chen, C., Wang, H., 2018. A Rotational Actuator Using a Thermomagnetic-Induced Magnetic Force Interaction. *IEEE Transactions on Magnetics* 54, 1.

Christiaanse, T. V., Bruck, E., 2014. Proof-of-concept Static Thermomagnetic Generator Experimental Device. *Metallurgical and Materials Transactions E* 1, 36-40.

Coey, J. M. D., 2010. *Magnetism and magnetic materials*. Cambridge University Press.

Duan, J., Feng, G., Yu, B., Li, J., Chen, M., Yang, P., Feng, J., Liu, K., Zhou, J., 2018. Aqueous thermogalvanic cells with a high Seebeck coefficient for low-grade heat harvest. *Nature communications* 9, 5146.

Edison, A., 1888. US Pat., 380100.

Erdim, E., Akgiray, O., Demir, I., 2015. A revisit of pressure drop-flow rate correlations for packed beds of spheres. *Powder Technology* 283, 488–504.

Evaristo, E. H. G., 2019. *Modelagem e Análise Numérica de Trocadores de Calor com Canais Circulares para Aplicações em Motores Termomagnéticos com Retorno por Gravidade*. Dissertação de mestrado – Programa de pós-graduação em engenharia mecânica, Universidade Estadual de Maringá, p. 142.

Faria, R. N., Lima, L. F. C. P., 2005. *Introdução ao Magnetismo dos Materiais*. 1ª Edição. Livraria da Física.

Forman, C., Muritala, I. K., Pardemann, R., Meyer, B., 2016. Estimating Global Waste Heat Potential. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 57, 1568-1579.

Gutfleisch, O., Gottschall, T., Fries, M., Benke, D., Radulov, I., Skokov, K. P., 2016. Mastering Hysteresis in Magnetocaloric Materials. *Philosophical Transactions of the Royal Society A* 374.

Intergovernmental Panel on Climate Change (2018). Disponível em: <www.ipcc.ch> acesso em Agosto de 2019.

International Energy Outlook (2018). Disponível em: <www.eia.gov/ieo>, acesso em Agosto de 2019.

Kaneko, G. H., 2019. *Projeto e Construção de um Motor Termomagnético do Tipo Tesla*. Dissertação de mestrado – Programa de pós-graduação em engenharia mecânica, Universidade Estadual de Maringá.

Kaneko, G. H., Souza, A. C., Moro, F., Colman, F. C., Conceição, W. A. S., Alves, C. S., Trevizoli, P. V., 2019. Design and Assembling of a Magnetic Circuit for a Thermomagnetic Motor Apparatus. *Journal of the Brazillian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 41, 394.

Kapil, A., Bulatov, I., Smith, R., Kim, J., 2012. Site-wide low-grade heat recovery with a new cogeneration targeting method. *Chemical engineering research and design* 90, p. 677-689

Kaviany, M., 1995. *Principles of Heat Transfer in Porous Media*. 2ª Edição. Springer-verlag, New York, NY, EUA.

Kishore, R. A., Priya, S., 2018. A Review on Low-Grade Thermal Energy Harvesting: Materials, Methods and Devices. *Materials* 11, 1433

- Kishore, R. A., Priya, S., 2017. Low-grade waste heat recovery using the reverse magnetocaloric effect. *Sustainable Energy & Fuels*, 1(9), 1899-1908.
- Kitanovski, A., 2020. Energy Applications of Magnetocaloric Materials. *Advanced Energy Materials*, 1903741.
- Kitanovski, A. Egolf, P. W., 2010. Innovative ideas for future research on magnetocaloric technologies. *International Journal of Refrigeration* 33, 449–464.
- Kitanovski, A., Plaznik, U., Tomc, U., Poredoz, A., 2015. Present and Future Caloric Refrigeration and Heat-Pump Technologies. *International Journal of refrigeration* 57, 288-298.
- Kitanovski, A., Tusek, J., Tomc, U., Plaznik, U., Ozbolt, M., Poredos, A., 2014. *Magnetocaloric Energy Conversion: from Theory to Applications*. Suíça: Springer International Publishing.
- Koch, D. L.; Brady, J. F., 1985. Dispersion in Fixed Beds. *Journal of Fluid Mechanics* 154, 399–427.
- Lyubina, J, 2017. Magnetocaloric Materials for Energy Efficient Cooling. *Journal of Physics D: Applied Physics* 50.
- Macdonald, I. F., El-Sayed, M. S., Mow, K., Dullien, F. A. L., 1979. Flow Through Porous Media – The Ergun Equation Revisited. *Ind. Eng. Chem. Fundamen.* 18, 3, 199-208.
- Maliska, C. R., 2004. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. 2ª Edição. Livros Técnicos e Científicos.
- Morrish, A.H., 1965. *The Physical Principles of Magnetism*, John Wiley & Sons. New York.
- Murakami, K., Nemoto, M., 1972. Some Experiments and Considerations on the Behavior of Thermomagnetic Motors. *Intermag Conference* 387-389
- Nielsen, K. K., Bahl, C. R. H., 2009. The effect of demagnetization on the magnetocaloric properties of gadolinium. *Journal of Applied Physics* 105.
- Nielsen, K. K., Tusek, J., Engelbrecht, K., Schopfer, S., Kitanovski, A., Bahl, C. R. H., Smith, A., Pryds, N., Poredos, A., 2011. Review on Numerical Modeling of Active Magnetic Regenerators for Room Temperature Applications. *International Journal of Refrigeration* 34, 603 – 616.
- Norton, R.L., 2013. *Projetos de Máquinas: uma Abordagem Integrada*. 4ª Edição. Bookman.
- Pallares, J.; Grau, F. X, 2010. A Modification of a Nusselt Number Correlation for Forced Convection in Porous Media. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 37, 1187–1190.
- Pecharsky, V. K., Gschneidner, K. A. Jr., 1997. Giant Magnetocaloric Effect in $Gd_5(Si_2Ge_2)$. *The American Physical Society* Vol. 78, 23.
- Pecharsky, V. K., Gschneidner, K. A. Jr., 1999. Magnetocaloric effect and magnetic refrigeration. *J. Magn. Magn. Mater.*, v. 200, p. 44–56.

Pecharsky, V. K., Gschneidner Jr., K. A., Pecharsky, A. O., Tishin, A. M., 2001. Thermodynamics of the magnetocaloric effect. *Physical Review B*, v. 64, p. 144406(1-13).

Petersen, T. F., 2007. Numerical modelling and analysis of a room temperature magnetic refrigeration system. *Dissertação de Mestrado – Fuel Cells and Solid State Chemistry Department, Technical University of Denmark. Dinamarca*, p. 186.

Pussoli, B. F., 2010. Análise e Otimização de Evaporadores de Aletas Periféricas. *Dissertação de mestrado – Programa de pós graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, SC*, p. 177.

Smith, A., 2013. Who discovered the magnetocaloric effect? *The European Physical Journal H*, 38(4), 507-517.

Souza, A. C., 2017. Modelagem e Simulação de um Motor Termomagnético de Movimento Alternado. *Dissertação de mestrado – Programa de pós graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Maringá*.

Takahashi, Y., Yamamoto, K., Nishikawa, M., 2006. Fundamental Performance of Triple Magnetic Circuit Type Cylindrical Thermomagnetic Engine. *Electrical Engineering in Japan vol 154 No. 4*.

Tesla, N. 1889. US Pat., 396121.

Tishin, A. M., Spichkin, Y. I., 2003. *The Magnetocaloric Effect and its Applications*. 1ª Edição. CRC Press.

Trapanese, M., Cipriani, G., Dio, V. D., Franzitta, V., Viola, A., 2015. Optimization of a Thermomagnetic Motor. *Journal of Applied Physics* 117, 17A750.

Trevizoli, P. V., 2015. Development of thermal regenerators for magnetic cooling applications. *Tese de doutorado – Programa de pós graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, SC*, p. 434.

Trevizoli, P. V., Barbosa, J. R. Jr., 2015. Entropy Generation Minimization Analysis of Oscillating-Flow Regenerators. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 87, 347-358.

Trevizoli, P. V., Barbosa, J. R. Jr., Oliveira, P. A., Canesin, F. C., Ferreira, R. T. S., 2012. Assessment of Demagnetization Phenomena in the Performance of an Active Magnetic Regenerator. *International Journal of Refrigeration* 35, 1043-1054.

Trevizoli, P. V., Christiaanse, T. V., Govindappa, P., Niknia, I., Teyber, R., Barbosa, J. R. Jr., Rowe, A., 2016. Magnetic Heat Pumps: An Overview of Design Principles and Challenges. *Science and Technology for the Built Environment* 22, 507-519.

Viola, A. Gama, S., Ferreira, L. D. R., Bessa, C. V. X., 2017. Study of Thermomagnetic Energy Conversion driven by Renewable Energy. *Universidade Federal de São Paulo, Diadema, Brasil*.

Webb, R. L., Kim, N., 2005. *Principles of Enhanced Heat Transfer*. 2ª Edição. CRC Press.

World Energy Council. World Energy Scenarios (2016).

Yamaguchi, H., Sumiji, A., Shuchi, S., Yonemura, T., 2004. Characteristics of thermo-magnetic driven motor using magnetic fluid. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 272–276, 2362–2364.