

Projeto e caracterização de uma máquina elétrica
linear de fluxo transverso para aplicação em um
sistema de geração de eletricidade

Leonardo Faustino Lacerda de Souza

Dissertação de Mestrado apresentada à Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande - Campus de Campina Grande como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências no Domínio da Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Processamento da energia

Antonio Marcus Nogueira Lima, Dr.
Orientador

Campina Grande, Paraíba, Brasil

©Leonardo Faustino Lacerda de Souza, Março de 2016

Projeto e caracterização de uma máquina elétrica
linear de fluxo transverso para aplicação em um
sistema de geração de eletricidade

Leonardo Faustino Lacerda de Souza

Dissertação de Mestrado apresentada em Março de 2016

Antonio Marcus Nogueira Lima, Dr.
Orientador

Edgar Roosevelt Braga Filho, Dr.
Componente da Banca
Maurício Beltrão de Rossiter Correa, Dr.
Componente da Banca

Campina Grande, Paraíba, Brasil, Março de 2016

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

S729p Souza, Leonardo Faustino Lacerda de.
Projeto e caracterização de uma máquina elétrica linear de fluxo transverso para aplicação em um sistema de geração de eletricidade / Leonardo Faustino Lacerda de Souza. – Campina Grande, 2016.
154 f. : il.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Elétrica e Informática, 2016.
"Orientação: Prof. Dr. Antonio Marcus Nogueira Lima".
Referências.

1. Máquina Elétrica. 2. Máquina Linear. 3. Ímãs Permanentes.
4. Configuração Mista Linear. I. Lima, Antonio Marcus Nogueira.
II. Título.

CDU 621.313(043)

**"PROJETO E CARACTERIZAÇÃO DE UMA MÁQUINA ELÉTRICA LINEAR DE FLUXO
TRANSVERSO PARA APLICAÇÃO EM UM SISTEMA DE GERAÇÃO DE
ELETRICIDADE"**

LEONARDO FAUSTINO LACERDA DE SOUZA

DISSERTAÇÃO APROVADA EM 23/03/2016



ANTONIO MARCUS NOGUEIRA LIMA, Dr., UFCG
Orientador(a)



EDGAR ROOSEVELT BRAGA FILHO, D.Sc., UFCG
Examinador(a)



MAURÍCIO BELTRÃO DE ROSSITER CORRÊA, D.Sc., UFCG
Examinador(a)

CAMPINA GRANDE - PB

Agradecimentos

Agradeço à Deus, fonte da verdadeira e infinita bondade, pela condução dos meus passos, e por todas as oportunidades que me foram dadas ao longo da vida.

À José Geraldo e Idalva, meus pais, minhas inspirações morais, donos do meu mais puro amor. Obrigado por todo suporte, e pela compreensão nos meus momentos de ausência.

Aos meus irmãos Daniel e Rafaela, orgulhos da minha vida, meus exemplos de vida acadêmica. Obrigado por compartilhar experiências, visando sempre a evolução conjunta, rumo à excelência intelectual.

À todos os meus amigos, especialmente àqueles que se fizeram mais presentes: Gustavo e Douglas. Obrigado por acreditarem sempre em mim, ajudando-me nos momentos de angústia, seja trazendo uma palavra amiga, seja trazendo alívio e contentamento à minha mente.

Ao meu orientador Antonio Marcus, por toda ajuda e orientação dada, determinantes para o sucesso deste trabalho.

Ao engenheiro mecânico Leonardo Pereira, e ao mecânico Edileuson, que exerceram papel crucial nos processos de construção apresentados.

À todas as pessoas que passaram pela minha vida e contribuíram, mesmo que minimamente, para o meu enriquecimento pessoal e profissional.

Resumo

Este trabalho apresenta o projeto, a construção e o teste de uma máquina linear a ímãs permanentes. Uma nova forma de acionamento primário, que utiliza um movimento linear foi discutida. Tomando como base um levantamento na literatura sobre projetos de máquinas lineares, e tendo em vista os materiais disponíveis no mercado brasileiro, foi possível realizar um estudo comparativo entre estruturas testadas. Um projeto que tentou reunir as vantagens observadas foi concebido e denominado configuração mista linear. Uma rotina de projeto para a construção de um protótipo da configuração mista foi elaborada. As etapas do projeto contemplaram estudos comparativos e simulações tridimensionais por elementos finitos. Os resultados do estudo computacional revelam o comportamento do fluxo magnético ao longo da estrutura, bem como sua distribuição em função da posição do eixo móvel da máquina, valores de tensões induzidas e, consequentemente, potência gerada. Uma bancada de testes foi montada e possibilitou a avaliação do acionamento primário linear a partir de um sistema biela-manivela acoplada à máquina linear projetada. Os experimentos comprovaram a teoria, e provaram que a rotina de projeto para a fabricação é factível. Os resultados experimentais apresentam boa aproximação em relação àqueles obtidos por simulação.

Palavras chave:: Máquina elétrica, máquina linear, ímãs permanentes, configuração mista linear.

Abstract

This work presents the design, construction and testing of a linear machine with permanent magnets. In this work is discussed a new form of primary actuator, which uses a linear motion, provide by a Stirling engine. From a study about linear electrical machines projects, it was possible to make a comparative study of tested structures. From there, it was designed a project that tried to gather the advantages observed in linear electrical machines transverse flow studied, named linear mixed configuration. A routine design of mixed configuration's prototype was developed. The stages of the project included comparative studies and three-dimensional finite element simulations. The simulation results show the magnetic flux behavior over the structure, as well as their distribution depending on the position of the movable shaft of the machine, induced voltage values, and the power generated. Changes in initial project were made from the obtained results. A test bench which allowed the simulation of linear primary drive from a crank system coupled to a prototype of the designed linear machine has been built. The experiments confirmed the theory, and proved that the routine design for the production is feasible. The experimental results show good approach those obtained by simulation.

Keywords: Electric machines, linear machines, permanent magnet, mixed configuration.

Sumário

1	Introdução	17
1.1	Objetivo geral	22
1.1.1	Objetivos específicos	22
1.2	Organização do trabalho	23
2	Máquina primária	24
2.1	Motor de combustão interna	24
2.2	Dimensionamento do sistema mecânico acionante	28
2.3	Conclusões	34
3	Conversão eletromecânica	35
3.1	Tensão induzida devido a variação de fluxo magnético	35
3.2	Conversão eletromecânica a partir do movimento linear	39
3.3	Força de origem eletromagnética	42
3.4	Circuito magnético equivalente	44
3.5	Conclusões	45
4	Configurações eletromagnéticas	47

4.1	Classificação do movimento primário	47
4.2	Máquinas elétricas de fluxo transverso	49
4.3	Característica do eixo de excitação magnética	50
4.4	Requisitos da configuração eletromagnética	51
4.5	Configurações analisadas	53
4.5.1	Configuração linear de pistão livre	53
4.5.2	Configuração linear de curso longo	54
4.5.3	Configuração linear tubular	56
4.5.4	Configuração tubular de curso curto	58
4.5.5	Configuração linear cilíndrica	59
4.5.6	Configuração linear mista	60
4.6	Conclusões	62
5	Projeto da máquina linear	63
5.1	Rotina de projeto	63
5.2	Escolha de materiais	67
5.3	Determinação do modo de funcionamento da máquina	69
5.4	Definição das dimensões	71
5.4.1	Cálculo do circuito magnético equivalente	73
5.4.2	Especificações iniciais	78
5.5	Avaliação do projeto através de cálculo de campo	81
5.6	Resultados	95
5.7	Conclusões	107

6 Bancada de testes	108
6.1 Biela-manivela	109
6.2 Máquina elétrica linear	113
6.2.1 Estator	114
6.2.2 Sustentação	116
6.2.3 Eixo	118
6.3 Falhas mecânicas	123
6.4 Estudo comparativo	125
6.5 Conclusões	135
7 Conclusões e perspectivas	136
7.1 Conclusões	136
7.2 Perspectivas	138
A Teoria de campos eletromagnéticos	140
A.1 Materiais magnéticos	142
B Equações da máquina primária	145
Referências Bibliográficas	152

Lista de Figuras

1.1	Diagrama de setores da oferta interna de energia elétrica no Brasil por fonte.	18
1.2	Média anual do total diário de irradiação solar global incidente no território brasileiro	19
1.3	Vista em corte longitudinal do motor do sistema de geração de energia baseado num motor de combustão interna e numa máquina elétrica linear.	21
2.1	Sistema de conversão termomecânica baseado num motor de Stirling e num concentrador solar.	25
2.2	Fases do ciclo de Stirling.	26
2.3	Motor de Stirling de arranjo beta.	27
2.4	Representação esquemática de um mecanismo de biela-manivela. . .	28
2.5	Característica senoidal do deslocamento da biela-manivela.	31
2.6	Indicação de torque e força no mecanismo de biela-manivela.	32
3.1	Sentido do fluxo ϕ que atravessa uma superfície de área S	36

3.2	Tensão induzida nos terminais de uma bobina a partir de um deslocamento linear senoidal. Indicação dos vetores de força e densidade de fluxo resultantes. Ponto de observação (p) serve de referência para descrição do movimento senoidal do eixo móvel.	40
3.3	Circuito elétrico equivalente.	41
3.4	Área efetiva do entreferro: (A) Vista frontal; (B) Vista longitudinal.	43
4.1	Orientação do fluxo magnético: (A) Fluxo Longitudinal; (B) Fluxo Transversal.	50
4.2	Característica estrutural de máquinas lineares: (A) Arranjo com ímã móvel; (B) Arranjo com ferro móvel.	51
4.3	Vista em corte longitudinal na máquina linear de pistão livre.	54
4.4	Vista em corte longitudinal na máquina linear de curso longo.	55
4.5	Vista em corte longitudinal na máquina linear tubular.	56
4.6	Vista em corte longitudinal que mostra a distribuição de fluxo para duas posições diferentes.	57
4.7	Configuração tubular, gerador linear com curso curto: representação do arranjo estator/parte móvel.	58
4.8	Configuração cilíndrica. Fases independentes. Bobinas como caminho magnético. Não há braços estáticos definidos. Magnetização dos ímãs axial. Peças polares de material ferromagnético completam o circuito magnético.	60
4.9	Configuração Mista. Estator com dentes. Bobinas postas de modo a concentrar o máximo de fluxo em seus núcleos.	61
5.1	Ímã de Neodímio-Ferro-Boro. Tratamento superficial de Níquel. Magnetização axial bipolar. Referência: N42.	68

5.2	Característica senoidal do movimento do eixo.	69
5.3	Cinco posições para o eixo de excitação da máquina.	70
5.4	Parâmetros dimensionais da máquina linear. Corte transversal para indicar polos e passo polar. Corte frontal para indicar alturas esta- tóricas.	72
5.5	Circuito magnético equivalente.	73
5.6	Característica tridimensional da máquina em estudo.	74
5.7	Circuito magnético equivalente considerando as relutâncias de dois braços estatóricos.	75
5.8	Empilhamento dos condutores para cada bobina da máquina.	79
5.9	Sistema de coordenadas espaciais.	82
5.10	Partes da máquina linear: estator, eixo móvel e entreferro.	85
5.11	Limite de corte que separa o eixo móvel do estator.	86
5.12	Regiões definidas como objeto único: (A) Objeto obtido a partir das regiões móveis. (B) Objeto obtido das regiões estáticas.	87
5.13	Região de fronteira em azul, separando os elementos móveis e está- ticos da estrutura.	87
5.14	Região limite que garante o acoplamento eletromagnético entre as regiões móveis e estáticas da estrutura.	89
5.15	Cilindros de ar usados para definir as regiões de entreferro e as áreas de alta relutância.	90
5.16	Eixo da máquina com ímãs de NdFeB, e peças polares de Aço Silício Grão Não-Orientado.	91
5.17	Estator e das peças polares indicados em azul e constituídos de aço silício de grão não-orientado.	92

5.18	Curva B-H Aço Silício Grão Não-Orientado. Referência internacional M-36 (antiga norma AISI).	93
5.19	Posições de cinco bobinas em um dos braços estatóricos.	94
5.20	Direção das linhas de fluxo considerando o plano xz.	96
5.21	Direção das linhas de fluxo considerando o plano yz.	96
5.22	Densidade de fluxo na máquina.	97
5.23	Ponto localizado no núcleo de um polo do estator.	98
5.24	Fluxo magnético no núcleo de um polo da máquina.	98
5.25	Força eletromagnética na direção do movimento (componente y). . .	99
5.26	Potência mecânica necessária para acionar a máquina linear.	100
5.27	Tensão induzida numa bobina em um dos braços estatóricos, considerando um período de tempo.	101
5.28	Tensão induzida em cinco bobinas em um dos braços estatóricos, considerando um período de tempo.	102
5.29	Tensão total gerada pela máquina elétrica linear	103
5.30	Tensão induzida nas bobinas de um braço estatórico para um entreferro de 0,5 mm	104
5.31	Tensão induzida em cinco bobinas em um dos braços estatóricos considerando $N = 100$ e $N_b = 20$	105
5.32	Tensão total gerada pela máquina linear, considerando 100 espiras em cada bobina e um período de tempo.	106
6.1	Projeto da bancada completa, incluindo o sistema de biela manivela e o protótipo da máquina elétrica linear.	109
6.2	Biela-manivela projetada.	110

6.3	Torque desenvolvido pela biela-manivela.	111
6.4	Dimensões da Biela em mm.	111
6.5	Dimensões da Manivela em mm.	112
6.6	Biela-manivela fabricada.	112
6.7	Acoplamento construído.	113
6.8	Braço estático da máquina elétrica linear. Indicação das dimensões.	114
6.9	(A) Chapas dos braço estáticos cortadas. (B) Empilhamento das chapas.	115
6.10	Bobina posicionada em um dente do estator.	116
6.11	Paredes de sustentação.	117
6.12	Fixação em L usadas para fixar as paredes de sustentação do protótipo da máquina linear.	117
6.13	Peças de nylon fabricadas para dar sustentação aos braços estáticos da máquina linear.	118
6.14	Eixo onde os ímãs e as peças polares são fixados.	119
6.15	Sistema de excitação da máquina elétrica linear. Indicação das dimensões.	119
6.16	Ímã usado na fabricação do eixo de excitação magnética.	120
6.17	Peças polares obtidas a partir de chapas de aço silício de grão não-orientado.	121
6.18	Eixo de excitação magnética completo.	122
6.19	Peças cilíndricas de sustentação.	123
6.20	Bancada completa com acoplamento ao motor.	124

6.21	Tensão induzida em 5 bobinas de um dos braços estatóricos, considerando um entreferro de 3 mm e 4 quatro braços estatóricos. . . .	125
6.22	Tensão induzida em cada braço estatórico, considerando um entreferro de 3 mm.	126
6.23	Tensão total gerada pela máquina.	127
6.24	Nomeação dos braços estatóricos.	128
6.25	Nomeação das bobinas, para cada braço estatórico.	128
6.26	Tensão total gerada pela máquina.	129
6.27	Tensão induzida na Bobina 1 do braço estatórico D.	129
6.28	Tensões em fase nas bobinas 1 e 3. Bobina 1 em verde, bobina 3 em azul.	130
6.29	Tensão defasada em 180° entre as bobinas 1 e 2. Bobina 1 em verde, bobina 2 em azul	131
6.30	Tensão total induzida no Braço A.	131
6.31	Tensão total induzida no Braço B.	132
6.32	Tensão total induzida no Braço C.	132
6.33	Tensão total induzida no Braço D.	133
6.34	Corrente na máquina. Considerando que a cada 10 mV, temos o valor correspondente de 1mA.	134
A.1	Curva $B - H$ típica.	143
B.1	Motor de Stirling com arranjo beta.	145
B.2	Curva de torque de um motor de Stirling.	147

Lista de Tabelas

5.1	Parâmetros do Ímã Neodímio-Ferro-Boro.	68
5.2	Parâmetros dimensionais da máquina linear.	72
5.3	Valores das permeabilidades relativas.	76
5.4	Relutâncias calculadas.	76
5.5	Especificações para a máquina linear.	80
5.6	Parâmetros do Ímã Neodímio-Ferro-Boro usados na simulação.	91
5.7	Parâmetros das Bobinas.	94
5.8	Dados teóricos da máquina linear.	103
6.1	Descrição dos componentes da biela-manivela.	110
6.2	Dimensões dos braços estatóricos.	114
6.3	Dados teóricos da máquina linear final.	128
6.4	Dados do gerador.	134
B.1	Parâmetros termodinâmicos e geométricos.	148
B.2	Comparação entre os principais meios de acionamento primário usados na geração em dois processos de conversão.	150

B.3	Comparação do parâmetro λ entre os principais meios de acionamento primário usados na geração com dupla conversão.	150
-----	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	-----

Capítulo 1

Introdução

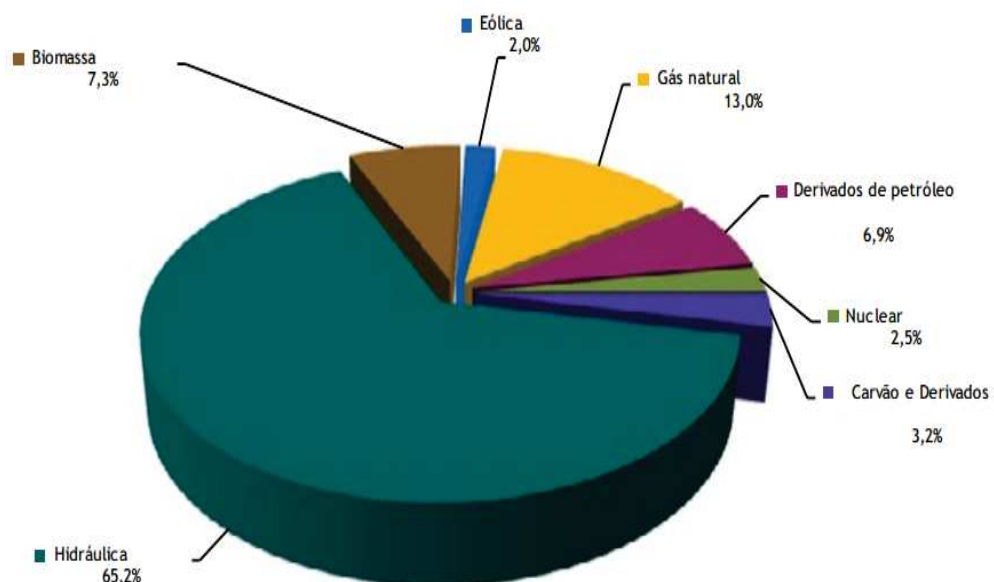
Diversas ações de conscientização para que a população global mude os hábitos e reduza o consumo de energia elétrica vem sendo implantadas. Entretanto, dados divulgados pela Agência Internacional de Energia (AIE), revelam que o consumo global de energia deve aumentar em 56 % até 2040 [1]. Desta forma, a oferta de energia deve ser crescente, e proporcional ao aumento do consumo.

A Geração Distribuída contribui para a solução deste problema, já que possibilita uma melhor distribuição geográfica da geração de energia elétrica em uma determinada região. Trata-se da geração e armazenamento de energia em pequena escala, próxima a unidade consumidora, que possibilita também a interação com a rede elétrica, facilitando os mecanismos de compra e venda de energia elétrica. Além disto, a Geração Distribuída é também uma solução estratégica para incentivar o uso de recursos renováveis disponíveis localmente. A incorporação do uso de fontes renováveis de energia à Geração Distribuída será medida determinante para solucionar os problemas energéticos em escala mundial. Em termos ambientais, a Geração Distribuída também contribui para a redução das emissões dos gases de efeito estufa.

Por possuir características geográficas e climáticas favoráveis, o Brasil dispõe de uma série de opções de recursos naturais que podem ser utilizados para produção

de diversas formas de energia elétrica, tais como: energia hídrica (rios, marés, ondas), energia eólica, energia solar, biomassa, gás natural, nuclear, e carvão e derivados. Como mostrado na Figura 1.1, estas fontes de energia são exploradas de forma desigual no Brasil. A geração hídrica é predominante no país, e respondeu por 65,2 % da oferta em 2014, o que significa 407,2 TWh de energia gerada [2]. A participação das energias renováveis na matriz elétrica brasileira caiu para 74,6 % em 2014, devido às condições hidrológicas desfavoráveis e ao aumento da geração térmica [2].

Figura 1.1: Diagrama de setores da oferta interna de energia elétrica no Brasil por fonte.

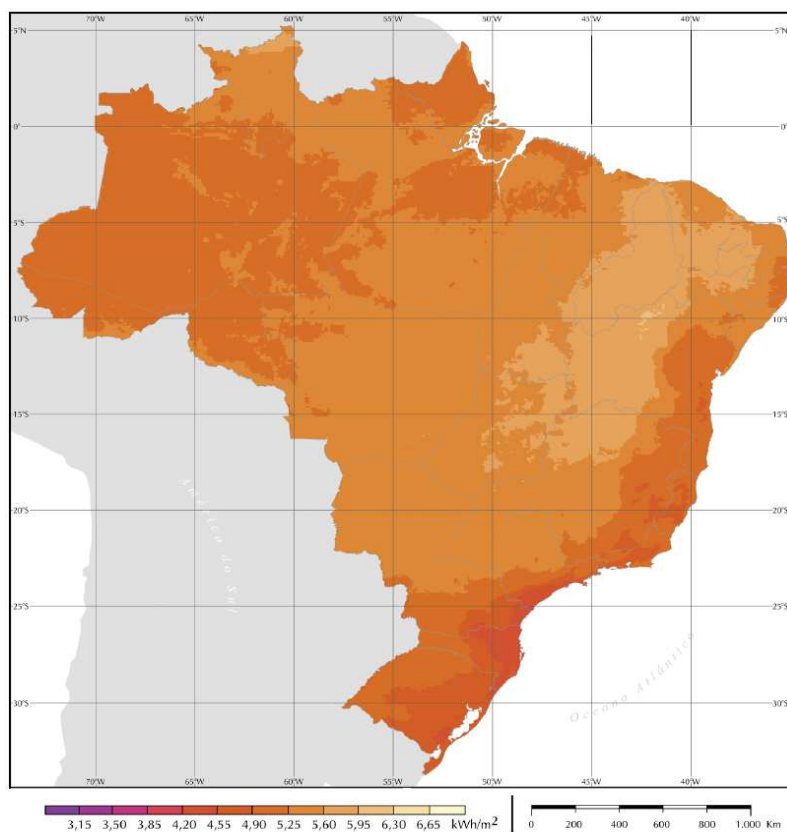


Fonte: Empresa de Pesquisa Energética, 2014, p. 16

Pode-se observar que a média anual de irradiação global apresenta boa uniformidade, com médias anuais relativamente altas em todo país (Figura 1.2). Os valores de irradiação solar global incidente em qualquer região do território brasileiro (1500 – 2500 kWh/m²) são superiores aos da maioria dos países da União Européia, como Alemanha (900 – 1250 kWh/m²), França (900 – 1650 kWh/m²) e Espanha (1200 – 1850 kWh/m²), onde existem muitos projetos para aproveita-

mento de recursos solares [3].

Figura 1.2: Média anual do total diário de irradiação solar global incidente no território brasileiro



Fonte: INPE, 2006, p. 34

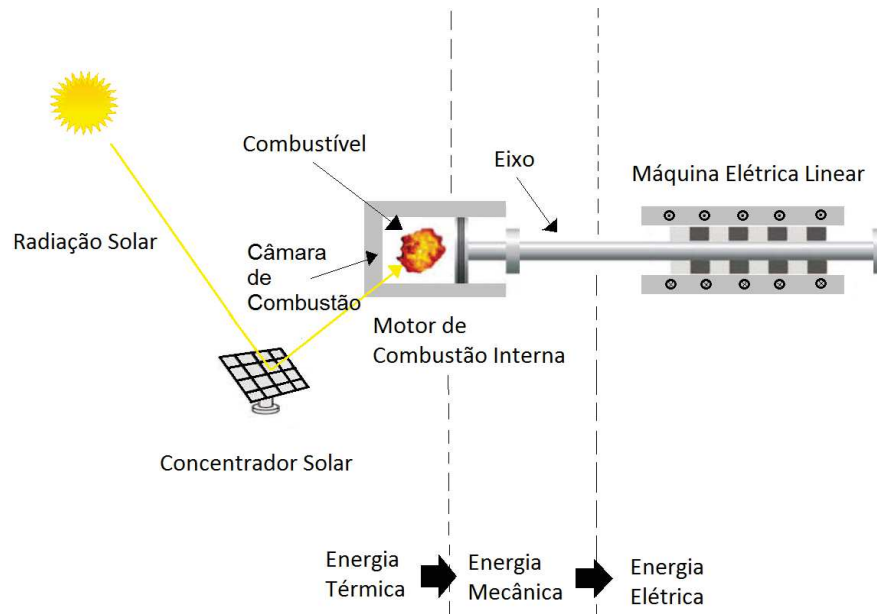
Tendo em vista o potencial solar, e buscando a independência da matriz elétrica brasileira, o Ministério das Minas e Energia lançou em dezembro de 2015 o programa de desenvolvimento da geração distribuída (ProGD), com ênfase na energia solar. O programa pode movimentar um pouco mais de 100 bilhões de reais até 2030. Neste período, 2,7 milhões de unidades consumidoras poderão ter energia gerada por elas mesmas, entre residências, comércios, indústrias e no setor agrícola, o que pode resultar em 23.500 MW de energia limpa e renovável, o equivalente a metade da geração da Usina Hidrelétrica de Itaipu. Com isso, o Brasil

pode evitar que sejam emitidos 29 milhões de toneladas de CO_2 na atmosfera [4].

O potencial solar brasileiro pouco explorado já justifica a necessidade de maiores esforços no desenvolvimento de sistemas de geração solar. Além das condições favoráveis para a exploração deste recurso, outras vantagens podem ser observadas. As centrais de geração solar exigem manutenção mínima, com fabricantes de concentradores ou painéis solares oferecendo garantias de pelo menos 25 anos. Ela pode ser usada para aquecimento de fluidos (solar térmica) ou para a conversão elétrica direta, por meio de efeitos sobre determinados materiais, dos quais se destaca o fotovoltaico. Contudo, o país não produz todos os itens necessários para a geração fotovoltaica. Uma das saídas é o desenvolvimento de sistemas de geração que utilizem componentes disponíveis localmente. A geração solar termodinâmica surge como alternativa, pois além da vantagem da compra de itens, ainda possui eficiência (chegando a valores de 35 % [5]) maior que a fotovoltaica (16 %).

A geração solar em duas etapas pode ser aplicada em casas, prédios ou indústrias. Este tipo de geração alcança níveis de eficiência de até 35 % [5]. O processo de geração é caracterizado pela produção simultânea de energia térmica, elétrica e mecânica [6]. A máquina primária para a aplicação pretendida é um dispositivo de utilização do calor obtido a partir de coletores solares, isto é, um motor de combustão interna (MCI), que apresentam eficiência de conversão termomecânica de até 80 % [5]. No MCI, O calor aquece uma substância contida em uma câmara de combustão, que expande quando aquecida, e contrai quando resfriada. Com isso, é possível implantar um sistema de pistão livre, que promove a geração de um movimento de *vai-e-vem* (linear). Este tipo de geração de energia, que está relacionada ao aquecimento de combustíveis, configura a geração solar indireta, ou, de modo mais específico, fototérmica. As etapas de conversão podem ser vistas na Figura 1.3. Caso um conversor eletromecânico seja acoplado ao eixo do MCI, é possível gerar energia elétrica. Surge, então, a necessidade de um projeto de um conversor eletromecânico de alta eficiência e de acionamento linear, para que aplicação no sistema de geração proposto.

Figura 1.3: Vista em corte longitudinal do motor do sistema de geração de energia baseado num motor de combustão interna e numa máquina elétrica linear.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

As principais vantagens dos motores de combustão interna estão na sua estrutura compacta, alta eficiência térmica e na possibilidade de múltipla utilização de combustível. A energia mecânica pode ser gerada a partir de fontes de baixo custo, como água quente, óleo a $100 - 200\text{ }^{\circ}\text{C}$, ou gases de exaustão. O ciclo termodinâmico no qual este motor funciona é composto de 4 fases: compressão isotérmica (temperatura constante), aquecimento isocórico (volume constante), expansão isotérmica e resfriamento isocórico. Além disso, a utilização do motor de combustão interna como máquina primária, diretamente acoplado a um conversor eletromecânico, faz com que mecanismos de manivela sejam dispensados, o que reduz o desgaste mecânico, aumentando a eficiência e a vida útil do sistema [7]. A Figura 1.3 mostra o acoplamento da máquina térmica com a máquina elétrica.

1.1 Objetivo geral

O objetivo deste trabalho é o estudo, projeto e construção de uma máquina elétrica linear, para aplicação em um sistema de geração de eletricidade baseado em dois processos sequenciais de conversão de energia: o primeiro termomecânico, e o segundo eletromecânico.

1.1.1 Objetivos específicos

- Estudar o modo de funcionamento e as características construtivas das máquinas elétricas lineares a ímãs permanentes;
- Identificar as diversas estruturas presentes na literatura e suas respectivas configurações eletromagnéticas, para que possam ser comparadas e avaliadas;
- Projetar uma máquina elétrica linear, tendo em vista tanto os requisitos e as especificações definidas, bem como a disponibilidade dos materiais necessários para construção de um protótipo;
- Efetuar simulações computacionais, através de um software de cálculo de campo, que permitam uma análise pormenorizada da máquina, e que ajudem nas decisões de projeto;
- Construir um protótipo para a máquina elétrica linear projetada;
- Construir uma bancada de testes que permita a avaliação da conversão termomecânica, e que possibilite o acoplamento do conversor eletromecânico (máquina elétrica linear);
- Testar a máquina elétrica linear construída;

1.2 Organização do trabalho

No Capítulo 2 são abordadas as características gerais da máquina primária do sistema de geração em estudo. A máquina primária é baseada em um motor de combustão interna, com comportamento semelhante ao motor de Stirling. Alguns gráficos são mostrados e, junto com as equações evidenciadas no Anexo B, auxiliam no entendimento dos processos de funcionamento dos motores de combustão interna.

No Capítulo 3, uma abordagem geral sobre o processo de conversão eletromecânica é apresentada, com foco nas máquinas elétricas lineares de fluxo transverso. As principais vantagens para a utilização de uma máquina linear são discutidas, bem como algumas equações de interesse, que ajudarão na modelagem eletromagnética do sistema de geração.

No Capítulo 4, algumas configurações eletromagnéticas de máquinas lineares são apresentadas e analisadas. Um estudo comparativo que resultou na escolha de um modelo específico foi feito.

No Capítulo 5 são apresentadas as etapas de projeto realizadas durante o trabalho, que resultaram num projeto de uma máquina linear. As etapas contemplam desde a definição de materiais e de modo de operação da máquina, passando pela definição das dimensões principais, até uma modelagem e simulação computacional. Os resultados das simulações computacionais são apresentados e analisados.

No Capítulo 6 são mostradas as etapas de construção da bancada de testes e da máquina linear. Um mecanismo de biela-manivela foi utilizada para caracterizar a máquina linear projetada. Alguns testes da biela-manivela, e da máquina linear construída são apresentadas e analisadas.

No Capítulo 7 são apresentadas as conclusões do trabalho realizado, e algumas sugestões para trabalhos futuros são discutidas.

Capítulo 2

Máquina primária

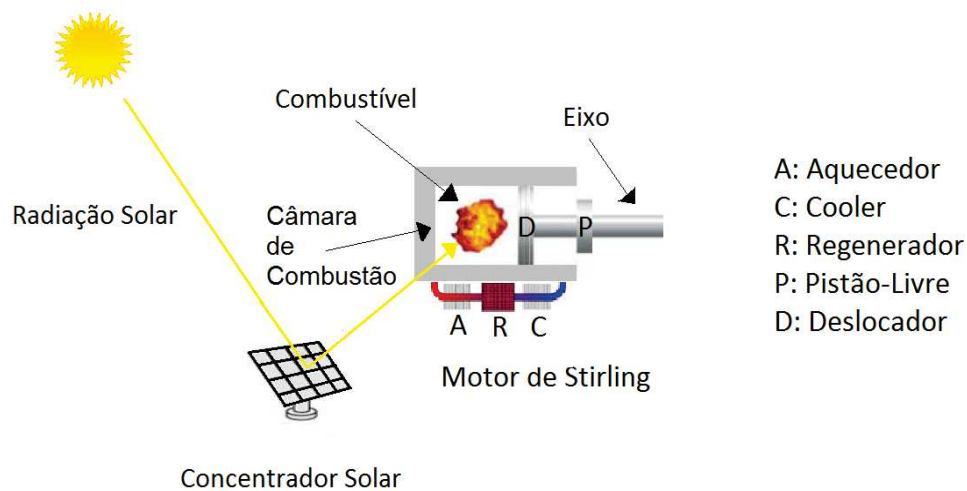
A máquina primária, consiste em um motor de combustão interna, e promove a geração de um movimento linear, que, ao contrário do movimento rotativo, funciona com apenas um grau de liberdade, aqui movendo-se na direção horizontal. O sistema de geração é formado pela integração de um motor de combustão interna a um conversor eletromecânico, que será discutido mais adiante. Neste capítulo, algumas características importantes da máquina primária serão analisadas.

2.1 Motor de combustão interna

Motores de combustão interna transformam a energia proveniente de uma reação química em energia mecânica. O processo de conversão dá-se através de ciclos termodinâmicos que envolvem expansão e compressão de um gás, dada a partir da mudança de temperatura do mesmo [8]. Tendo em vista a eficiência (que alcança índices de 45 %), o motor de Stirling ganha destaque dentre os motores de combustão interna. O primeiro motor de combustão interna foi do tipo pistão-livre, operando em um dois ciclos [9]. O motor de Stirling foi inventado por Robert Stirling em 1816 [10]. Este motor pode ser usado em um sistema de conversão termomecânica, utilizando o calor obtido a partir de concentradores solares [11].

A Figura 2.1 mostra um sistema de conversão termomecânica, composto por um motor de Stirling e um concentrador solar.

Figura 2.1: Sistema de conversão termomecânica baseado num motor de Stirling e num concentrador solar.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Motores de Stirling são classificados, de acordo com seu arranjo, como sendo: alfa, beta ou gama [12]. A configuração alfa é composta por dois pistões em cilindros separados, ligados em série por um regenerador, um aquecedor e um refrigerador. As configurações beta e gama utilizam um arranjo com pistões de deslocamento. No primeiro, o deslocador e o pistão ficam no mesmo cilindro, no segundo, deslocador e pistão são posicionados em cilindros distintos [13]. Tendo em vista a simplicidade estrutural, e por se encaixar melhor teoricamente e fisicamente na aplicação pretendida, neste trabalho será discutido o arranjo beta.

As câmaras de combustão do motor aquecem e resfriam o gás de forma alternada, o que provoca expansões e contrações cíclicas. Estes fenômenos fazem com que dois êmbolos ligados a um eixo comum se movimentem. No arranjo beta, é instalado um regenerador entre as câmaras quente e fria, onde o calor que seria rejeitado na câmara fria fica armazenado para a fase seguinte de aquecimento.

A Figura 2.3 apresenta um motor de Stirling de arranjo beta. Como pode ser observado nas Figuras 2.2 e 2.3, quatro fases compõem o ciclo de Stirling:

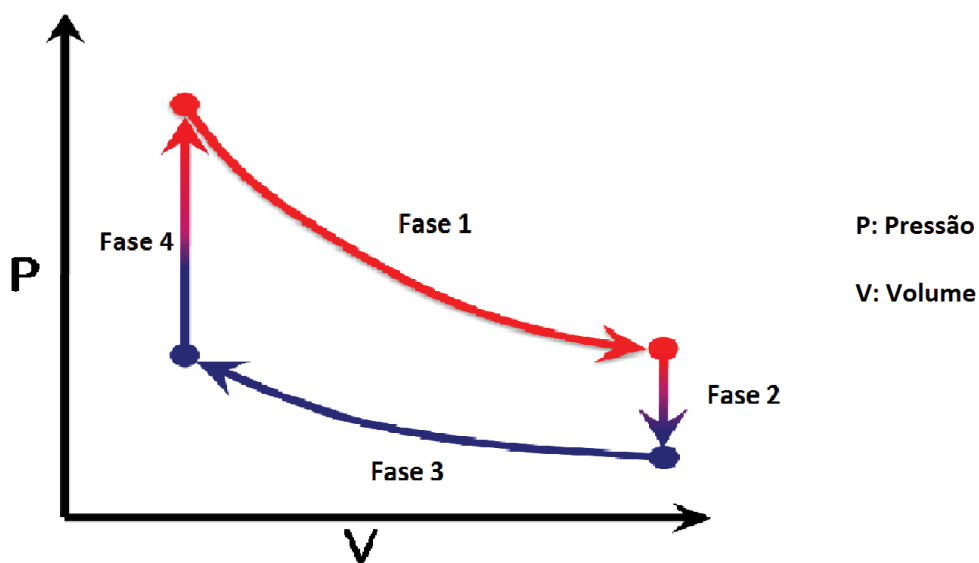
Fase 1: Expansão isotérmica: Uma fonte de calor externa aquece o gás enquanto este se expande a fim de que sua temperatura se mantenha constante;

Fase 2: Resfriamento isocórico: O calor é retirado do gás;

Fase 3: Compressão isotérmica: O gás é refrigerado enquanto seu volume diminui para que sua temperatura não aumente;

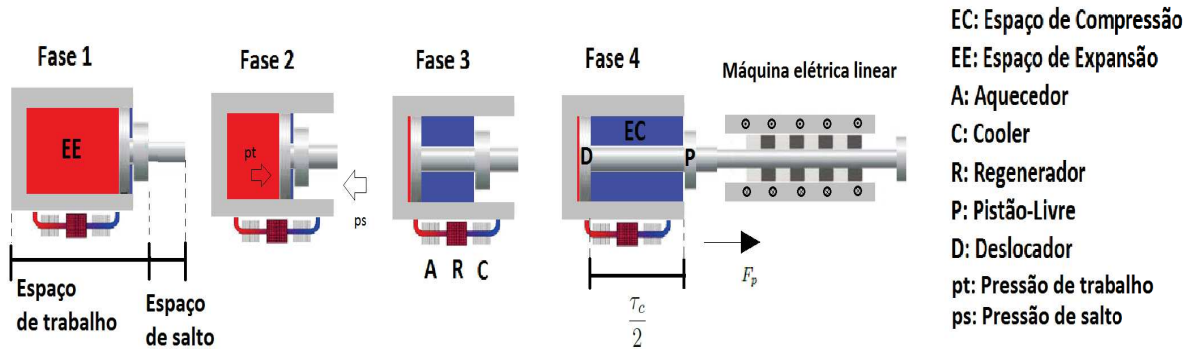
Fase 4: Aquecimento isocórico: O gás é aquecido até a temperatura inicial e o ciclo recomeça;

Figura 2.2: Fases do ciclo de Stirling.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 2.3: Motor de Stirling de arranjo beta.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Como mostrado na Figura 2.3, a região do cilindro abaixo do pistão é aqui denominada "espaço de salto". A pressão nesta região é denominada pressão de salto (p_s), e é idealizada como sendo constante. A região do cilindro acima do pistão é aqui denominada "espaço de trabalho". Tal região é dividida em duas partes: o espaço de compressão, acima do pistão e abaixo do deslocador, e o espaço de expansão, acima do deslocador (ver Figura 2.3). A pressão nesta região é chamada de pressão de trabalho (p_t).

A força axial desenvolvida no pistão é dada pela fórmula [14]:

$$F_p = (p_t - p_s)(A_c - A_d), \quad (2.1)$$

na qual,

A_c : área da seção transversal do cilindro;

A_d : Área da seção transversal do deslocador;

A característica da força desenvolvida pelo motor de Stirling faz com que o deslocamento do pistão seja senoidal, e dado a partir das dimensões do motor. Neste trabalho, vamos assumir o deslocamento do pistão como sendo senoidal, e com amplitude compatível com o curso total do eixo móvel do motor de Stirling

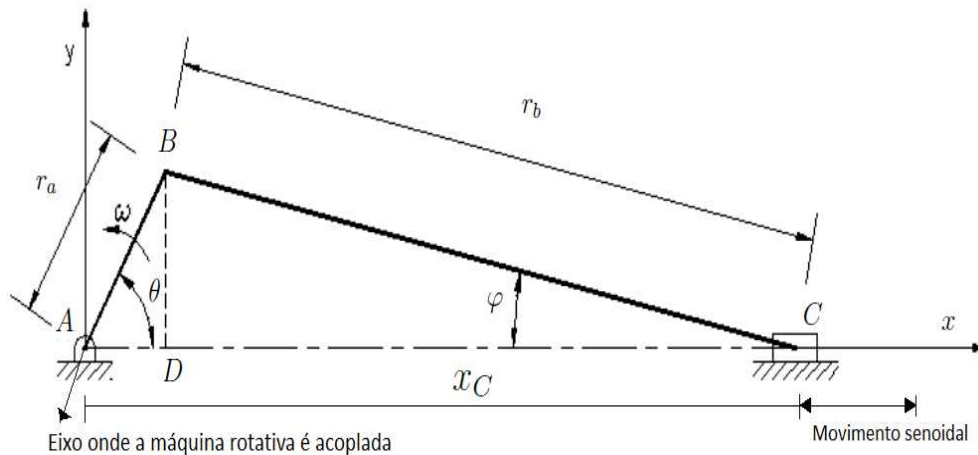
(τ_c) (ver Figura 2.3), segundo a equação:

$$d(t) = \frac{\tau_c}{2} \sin(\omega t) \quad (2.2)$$

2.2 Dimensionamento do sistema mecânico acionante

A utilização de um sistema mecânico de biela-manivela facilita os experimentos e o controle do sistema. O motor de Stirling será incluído no projeto em etapas futuras. Desta forma, um sistema mecânico de um eixo e dois braços (biela-manivela) é modelado em termos da sua característica de deslocamento. O primeiro braço (r_a) diz respeito a manivela, e o segundo braço (r_b) diz respeito a biela. Tal sistema é acoplado a uma máquina rotativa, no ponto A, indicado na Figura 2.4, de modo a converter o movimento rotativo em linear, e simular o deslocamento do pistão de um motor de Stirling. O sistema de eixos em dois braços pode ser visto na Figura 2.4.

Figura 2.4: Representação esquemática de um mecanismo de biela-manivela.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

No mecanismo de biela-manivela, os braços são arranjos de forma que a ponta livre da biela (ponto C) assuma comportamento semelhante a de uma corrediça ou de um pistão, limitado a mover-se em linha reta, com curva de deslocamento senoidal. O mecanismo de biela-manivela funciona em um grau de liberdade [15], e é possível deduzir expressões que traduzem o movimento da biela-manivela em função das características geométricas da mesma. Por simplicidade, todo o dimensionamento feito neste trabalho considerou um velocidade angular constante para a manivela, e $\theta = \omega t$.

Considerando a geometria da Figura 2.4, e tomando como base as deduções apresentadas em [15], pode-se escrever a equação para a posição do ponto C como sendo:

$$x_C = r_a \cos \theta + r_b \cos \varphi \quad (2.3)$$

Fazendo uma análise trigonométrica, afim de eliminar a variável φ , temos que:

$$BD = r_a \sin \theta = r_b \cos \varphi \quad (2.4)$$

Então,

$$\sin \varphi = \frac{r_a}{r_b} \sin \theta \quad (2.5)$$

Substituindo a Equação 2.5 na equação:

$$\cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi = 1, \quad (2.6)$$

obtem-se:

$$\cos \varphi = \sqrt{1 - \frac{r_a^2}{r_b^2} \sin^2 \theta} \quad (2.7)$$

Substituindo a Equação 2.7 na Equação 2.3, tem-se a expressão da posição do ponto C em função da posição angular da manivela, e das dimensões da manivela e da biela:

$$x_C = r_a \cos \theta + r_b \sqrt{1 - \frac{r_a^2}{r_b^2} \sin^2 \theta} \quad (2.8)$$

$$x_C(t) = r_a \cos(\omega t) + \sqrt{r_b^2 - r_a^2 \sin^2(\omega t)} \quad (2.9)$$

Para obter a velocidade do ponto C, basta derivar a equação da posição. Desta forma:

$$v_C(t) = \frac{dx_C(t)}{dt} \quad (2.10)$$

$$v_C(t) = -\omega r_a \sin(\omega t) - \frac{\omega r_a^2 \sin(\omega t) \cos(\omega t)}{\sqrt{r_b^2 - r_a^2 \sin^2(\omega t)}} \quad (2.11)$$

Em relação ao comprimento r_b , para uma maior estabilidade mecânica, e para que a evolução do movimento se aproxime do senoidal, este terá valor tão maior quanto seja possível. Sendo assim, o comprimento da biela (r_b) deve ser cerca de 3 a 4 vezes superior ao da manivela (r_a). Assumindo inicialmente que:

$$\frac{r_a}{r_b} = \frac{1}{4} \quad (2.12)$$

$$\frac{r_a^2}{r_b^2} = \frac{1}{16} \quad (2.13)$$

$$\frac{r_a^2 \sin^2(\omega t)}{r_b^2} \leq \frac{1}{16} \quad (2.14)$$

A decomposição em série de potência de expressões do tipo $\sqrt{1 - \varepsilon}$ é:

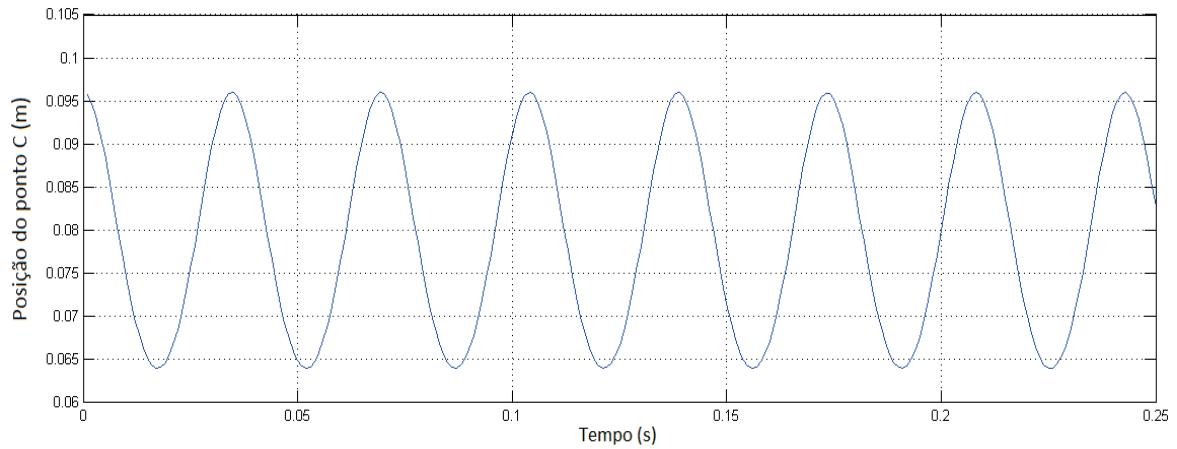
$$\sqrt{1 - \varepsilon} = 1 - \frac{\varepsilon}{2} - \frac{\varepsilon^2}{8} \dots \quad (2.15)$$

Sendo assim, para o termo $\varepsilon = 1/16$, o terceiro termo é igual a $1/2048$. Tendo em vista o valor muito baixo do terceiro termo, e buscando uma simplificação para a equação da posição, este termo e os seguintes podem ser desprezados sem grandes erros de aproximação. Depois de feita a simplificação, a expressão para o deslocamento mostrada em 2.9, pode ser substituída pela fórmula:

$$x_C(t) = r_a \cos(\omega t) + r_b - \frac{r_a^2 \sin^2(\omega t)}{2r_b} \quad (2.16)$$

Tomando como exemplo um curso igual a $\tau_c = 32$ mm, o valor do comprimento r_a deve ser fixado em metade deste valor (16 mm). A característica senoidal do deslocamento para estes valores pode ser visto na Figura 2.5.

Figura 2.5: Característica senoidal do deslocamento da biela-manivela.



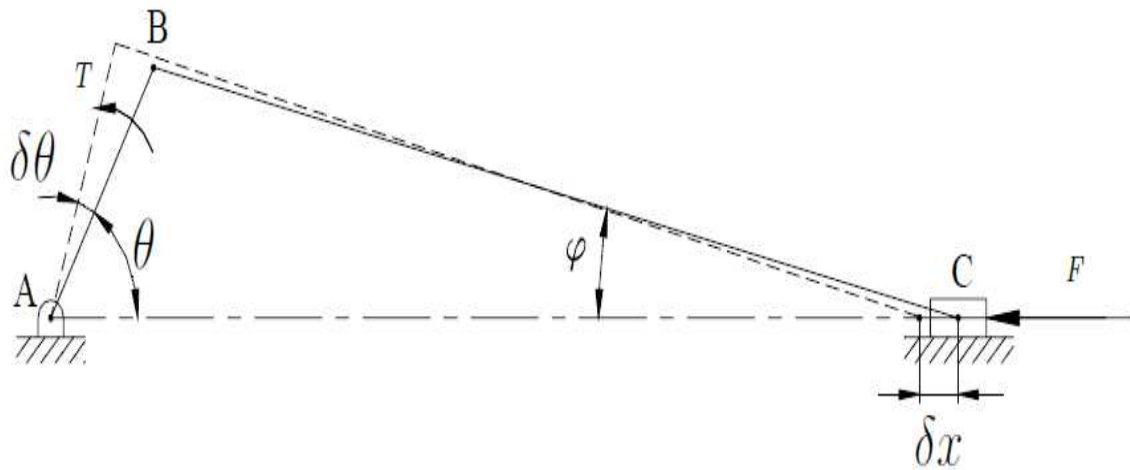
Fonte: Elaborada pelo Autor.

Considerando um período de 0,25 s, pode ser vista na Figura 2.5 que a diferença de valores máximo e mínimo é 0,032 m, e corresponde ao valor total do curso do eixo móvel definida inicialmente. Uma análise das equações deduzidas mostra que, teoricamente, quanto maior for o tamanho da biela (r_b), mais senoidal

será o movimento da iela-manivela, e mais próximo do que se idealiza para a curva de deslocamento do motor de Stirling. Desta forma, definiu-se que $r_b = 80$ mm. Desta definição, tem-se a relação $r_a/r_b = 16/80 = 1/5$.

Considerando as deduções apresentadas em [15], e que, na biela-manivela representada na Figura 2.6, o torque (T) exercido na manivela equilibra a força (F) que atua no ponto C da biela, uma equação para a força axial da biela-manivela pode ser obtida.

Figura 2.6: Indicação de torque e força no mecanismo de biela-manivela.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Para tal, é preciso determinar o trabalho realizado quando a manivela tem um deslocamento $\delta\theta$ que implica em um deslocamento linear δx do ponto C da biela. Em outras palavras, objetiva-se chegar a um valor aproximado da força resultante no ponto C da biela, a partir de um valor de torque de entrada conhecido. Considerando que as forças que atuam no ponto A não realizam trabalho, pois não há deslocamento, e desprezando as forças de atrito que agem no sistema mecânico, há apenas trabalho realizado pela força F e pelo torque T descrito pela equação:

$$W = T\delta\theta + F\delta x \quad (2.17)$$

O princípio dos trabalhos virtuais define que é nulo o trabalho realizado por um deslocamento virtual, partindo da posição de equilíbrio [16]. Aplicando tal princípio, da Equação 2.17, obtém-se:

$$T\delta\theta = -F\delta x \quad (2.18)$$

Sendo $\delta\theta = \omega\delta t$ e $\delta x = v_C\delta t$, temos:

$$T = -F\frac{v_C}{\omega} \quad (2.19)$$

Conclui-se que T e F estão relacionados com a velocidade do ponto C, e com a velocidade angular da manivela. Substituindo a dedução de velocidade expressa pela Equação 2.11 na relação obtida pela Equação 2.19, chegamos na expressão:

$$T = -Fr_a\left[\sin(\omega t) + \frac{r_a \sin(\omega t) \cos(\omega t)}{\sqrt{r_b^2 - r_a^2 \sin^2(\omega t)}}\right] \quad (2.20)$$

O sinal negativo da Equação 2.21 é dado considerando a força necessária para equilibrar o sistema, e portanto o sentido da força F é oposto ao do torque T . Contudo, a força F é exatamente a força gerada pela manivela a partir de um torque de entrada T , e pode ser obtido a partir da equação:

$$F = \frac{T}{r_a\left[\sin(\omega t) + \frac{r_a \sin(\omega t) \cos(\omega t)}{\sqrt{r_b^2 - r_a^2 \sin^2(\omega t)}}\right]} \quad (2.21)$$

O torque relacionado a potência do motor usado é dado pela fórmula:

$$T = \frac{7024P}{n_s}, \quad (2.22)$$

na qual, P é a potência do motor e n_s é a velocidade síncrona.

2.3 Conclusões

Um estudo foi feito sobre as características gerais da máquina primária, baseada em um motor de c interna, antes da realização do projeto da máquina elétrica linear. Por possuírem funcionamento baseado em quatro fases termodinâmicas, com expansões e contrações cíclicas dos gases nas câmaras de combustão, o motor de combustão interna pode ser usado para aplicações de geração de energia em duas etapas. Dentre eles, o motor de Stirling apresenta alta eficiência, o que melhora o desempenho do sistema de geração previsto. A característica senoidal do deslocamento do pistão do motor, permite que o mesmo seja substituído por um sistema mecânico de biela-manivela. Tal substituição é motivada pelas estratégias de controle da máquina primária. As equações usadas para o projeto da biela-manivela foram apresentadas, e nos levaram a uma curva de deslocamento com boa aproximação daquilo que se idealiza para a bancada experimental. Quanto maior for o tamanho da biela, mais senoidal será o deslocamento do ponto útil. Foi feita, a partir do conhecimento das forças desenvolvidas em diferentes pontos da biela-manivela, uma análise dinâmica que resultou em uma equação de força no ponto útil da biela-manivela projetada, analisada no Apêndice B. O próximo capítulo apresenta uma fundamentação teórica sobre o processo de conversão eletromecânica, com foco nas máquinas elétricas lineares.

Capítulo 3

Conversão eletromecânica

O processo de conversão eletromecânica de energia é baseado no fenômeno da indução magnética. Uma fonte primária transfere à máquina a energia mecânica necessária para que o processo de conversão ocorra, e energia elétrica seja gerada. As *Equações de Maxwell* quantificam fenômenos eletromagnéticos em dispositivos de conversão de energia. Neste capítulo algumas equações relacionadas a conversão eletromecânica serão apresentadas.

3.1 Tensão induzida devido a variação de fluxo magnético

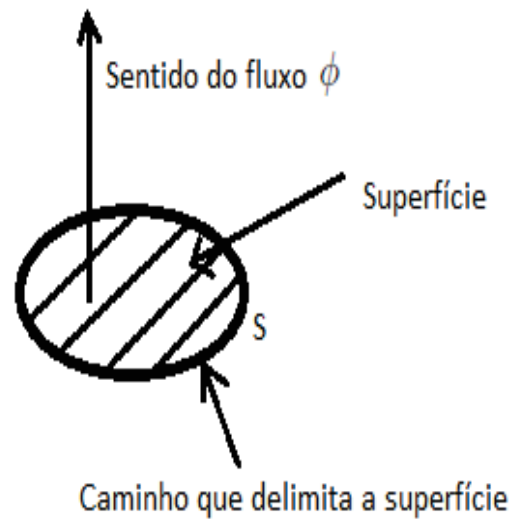
As partículas eletricamente carregadas sofrem influência de forças quando colocados em campos elétricos e magnéticos. A magnitude e a direção de uma força \mathbf{F} atuando em uma carga q que move-se com velocidade \mathbf{v} em um campo elétrico \mathbf{E} e um campo magnético \mathbf{B} , é dada pela *equação de Lorentz*:

$$\mathbf{F} = q(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) = \mathbf{F}_E + \mathbf{F}_B, \quad (3.1)$$

na qual \mathbf{F}_E é a força exercida na carga pelo campo elétrico, e \mathbf{F}_B é a força exercida na carga pelo campo magnético. O vetor \mathbf{B} é chamado densidade de fluxo magnético, e é medido em *Tesla* (T). O fluxo magnético total que atravessa uma superfície de área S (ver Figura 3.1) é expresso como:

$$\phi(t) = \int_S \mathbf{B} \cdot d\mathbf{S} \quad (3.2)$$

Figura 3.1: Sentido do fluxo ϕ que atravessa uma superfície de área S .



Fonte: Autor.

A *Lei de Faraday* afirma que uma força eletromotriz $\nu(t)$ é induzida em um circuito fechado quando o fluxo magnético ϕ que o atravessa varia. Caso o circuito fechado seja uma bobina de N espiras, a força eletromotriz induzida é dada por:

$$\nu(t) = -N \frac{d\phi(t)}{dt} \quad (3.3)$$

A força eletromotriz $\nu(t)$ também pode ser obtida em termos do campo elétrico, e pode ser considerada como a diferença de potencial em um caminho fechado l , como segue:

$$\nu(t) = \oint \mathbf{E} \cdot d\mathbf{l} \quad (3.4)$$

Caso consideremos $N = 1$, e tomando como referências as Equações 3.2 e 3.4, temos que:

$$\oint \mathbf{E} \cdot d\mathbf{l} = -\frac{\partial}{\partial t} \int_s \mathbf{B} \cdot d\mathbf{s} \quad (3.5)$$

A derivada em relação ao tempo é para distinguir a derivada em relação ao espaço. A Equação 3.5 corresponde a *Lei de Faraday* na forma integral. Definindo o operador ∇ como na Equação 3.6, em função das coordenadas espaciais $\hat{x} = (1, 0, 0)$, $\hat{y} = (0, 1, 0)$, $\hat{z} = (0, 0, 1)$, cálculos em termos de campo elétrico podem ser feitos usando a Equação 3.7:

$$\nabla = \hat{x} \frac{\partial}{\partial x} + \hat{y} \frac{\partial}{\partial y} + \hat{z} \frac{\partial}{\partial z} \quad (3.6)$$

$$\oint \mathbf{E} \cdot d\mathbf{l} = \int_s (\nabla \times \mathbf{E}) \cdot d\mathbf{s} \quad (3.7)$$

Os termos nos lados direito das Equações 3.5 e 3.7 são idênticos. Igualando tais termos, temos a Equação 3.8, que representa a *Lei de Faraday* em termos do campo elétrico e do campo magnético:

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (3.8)$$

A álgebra vetorial nos mostra que:

$$\nabla \cdot \nabla \times \mathbf{E} = 0 \quad (3.9)$$

Das Equações (3.8) e (3.9), temos que:

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (3.10)$$

Na Equação 3.8, assumiu-se que não havia nenhum movimento relativo entre o circuito fechado e o campo magnético. Considerando que há movimento relativo entre o circuito e o campo magnético, a Equação 3.8 deve ser modificada. Olhando para a Equação 3.1, percebe-se que os campos \mathbf{E} e \mathbf{B} são medidos usando uma referência fixa. Caso a carga q se desloque com velocidade \mathbf{v}' em relação a um referencial em movimento com velocidade \mathbf{v} , a velocidade da carga com referencial fixo será $(\mathbf{v} + \mathbf{v}')$. A força sobre a carga é, então, dada por:

$$\mathbf{F} = q[\mathbf{E} + (\mathbf{v} + \mathbf{v}') \times \mathbf{B}] = q[(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) + \mathbf{v}' \times \mathbf{B}] \quad (3.11)$$

Assim, o campo elétrico com referência em movimento se torna:

$$\mathbf{E}' = \mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B} \quad (3.12)$$

Das Equações 3.8 e 3.12, o campo elétrico induzido em um circuito em movimento com velocidade v , e um campo magnético variável com o tempo \mathbf{B} é dada por:

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} + \nabla \times \mathbf{v} \times \mathbf{B} \quad (3.13)$$

3.2 Conversão eletromecânica a partir do movimento linear

Considerando uma excitação magnética feita a partir de ímãs permanentes e um deslocamento linear (Figura 3.2), algumas equações podem ser deduzidas. As equações são obtidas considerando uma distribuição puramente senoidal do fluxo magnético. De acordo com a *Lei de Faraday*:

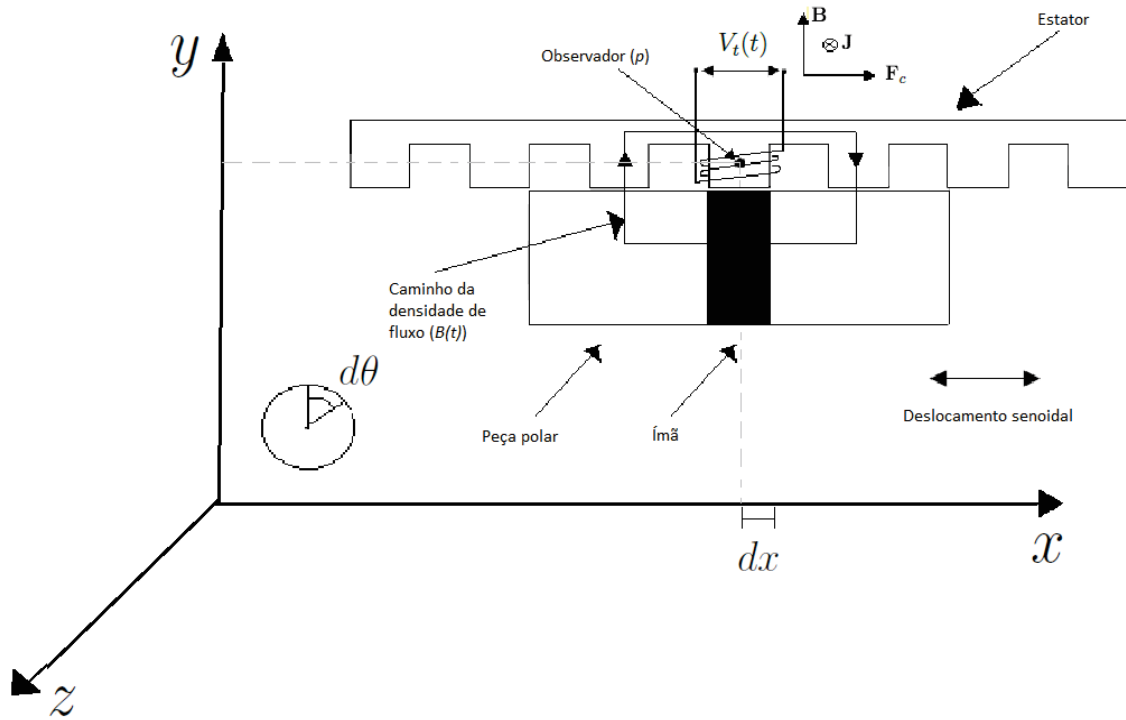
$$\nu(t) = -\frac{d\phi(t)}{dt} \quad (3.14)$$

Linhas de fluxo magnético variantes no tempo no interior de uma bobina, induzem uma força eletromotriz $V_t(t)$ nos seus terminais (ver Figura 3.2). Por simplicidade, a indução magnética aqui é assumida como sendo senoidal, e, considerando apenas a sua componente y :

$$B(t) = \hat{B} \sin(p - \omega_B t) \quad (3.15)$$

Considerando a Figura 3.2, \hat{B} é a amplitude máxima da densidade de fluxo, p é o ponto de observação no estator, e ω_B é a frequência de pulsação do campo magnético. O movimento linear é obtido a partir de um movimento girante. Desta forma, um deslocamento angular $d\theta$ implica em um deslocamento linear dx (ver Figura 3.2). Considerando a posição relativa dos ímãs permanentes em função do ponto de observação p , e assumindo que seu valor, em termos de uma variação angular, é de $-\pi/2$ a $\pi/2$.

Figura 3.2: Tensão induzida nos terminais de uma bobina a partir de um deslocamento linear senoidal. Indicação dos vetores de força e densidade de fluxo resultantes. Ponto de observação (p) serve de referência para descrição do movimento senoidal do eixo móvel.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O fluxo concatenado na bobina tem variação descrita pela fórmula:

$$\phi(t) = \frac{C_p}{2\pi} N l \hat{B} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sin(p - \omega_B t) dp = \frac{C_p}{\pi} N l \hat{B} \sin(\omega_B t), \quad (3.16)$$

na qual,

C_p : Comprimento do polo (dente estático);

N : Número de voltas na bobina do estator;

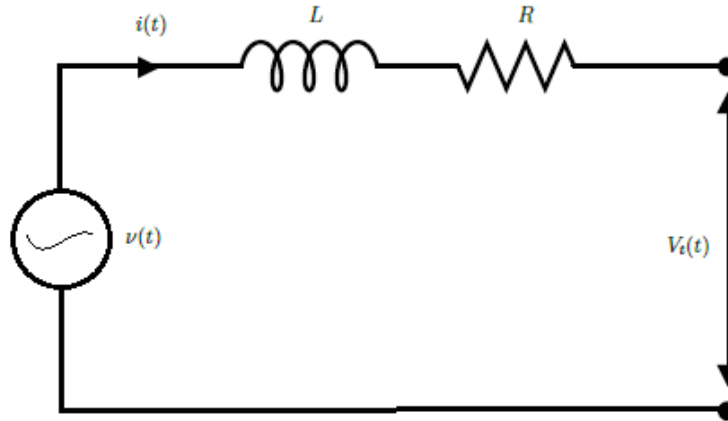
l : Comprimento lateral da bobina;

Sendo assim, a força eletromotriz induzida será:

$$\nu(t) = -\frac{d\phi}{dt} = \omega_B \frac{C_p}{\pi} Nl\hat{B} \cos(\omega_B t) \quad (3.17)$$

Um circuito equivalente para a máquina pode ser usado para entender como as correntes nas bobinas estão relacionadas com a força eletromotriz induzida.

Figura 3.3: Circuito elétrico equivalente.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Na Figura 3.3, $\nu(t)$ é a tensão induzida, L é a indutância equivalente, R a resistência equivalente, $V_t(t)$ é a tensão nos terminais da bobina, e $i(t)$ é a corrente na bobina. A Equação de tensão relacionada com circuito equivalente da Figura 3.3 é:

$$\nu(t) = Ri(t) + L\frac{di}{dt} + V_t(t) \quad (3.18)$$

Considerando que não há cargas livres, a equação da força de Lorentz leva a forma:

$$\mathbf{F}_c = \mathbf{J} \times \mathbf{B} \quad (3.19)$$

A magnitude de \mathbf{F}_c é obtida, considerando que α é o ângulo entre os vetores

\mathbf{J} e \mathbf{B} , fazendo:

$$|\mathbf{F}_c| = |\mathbf{J}||\mathbf{B}|\sin(\alpha) \quad (3.20)$$

Na Equação 3.20, \mathbf{J} e \mathbf{B} constituem a densidade de corrente e de fluxo, respectivamente. A Equação 3.20 determina a densidade de força, ao invés da força total.

A equação que expressa a energia de conversão eletromecânica é:

$$|\mathbf{F}_c|x(t) = \nu(t)i(t), \quad (3.21)$$

na qual,

\mathbf{F}_c : Força resultante;

$x(t)$: Deslocamento da parte móvel, função do tempo;

Por simplicidade matemática, e por possuir um conteúdo harmônico não significativo, as equações foram obtidas para uma distribuição senoidal de fluxo [17]. Estas equações ajudarão na dedução de uma expressão que descreve a potência gerada pela máquina projetada no Capítulo 5.

3.3 Força de origem eletromagnética

A conversão eletromecânica ocorre quando os campos de acoplamento são variados. A energia armazenada no acoplamento eletromagnético muda de acordo com a posição da parte móvel da máquina.

Na ausência de corrente nos enrolamentos da máquina, há uma força eletromagnética, também conhecida como força cogging, entre os ímãs permanentes e os dentes do estator. A força cogging pode ser calculada pela mudança da co-energia magnética no entreferro de ar, enquanto que o eixo móvel altera sua posição em função do tempo. Tal força possui, considerando o espaço cartesiano, três compo-

mentes: x , y e z [18]. As três componentes de força podem ser calculadas fazendo:

$$f_{ex} = -\frac{\partial W_{co}}{\partial x}(x, y, z) \quad (3.22)$$

$$f_{ey} = -\frac{\partial W_{co}}{\partial y}(x, y, z) \quad (3.23)$$

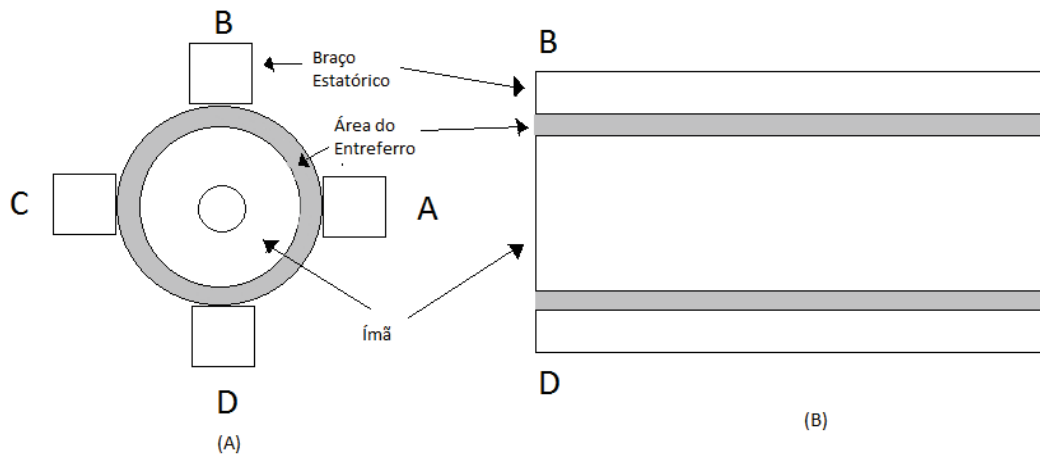
$$f_{ez} = -\frac{\partial W_{co}}{\partial z}(x, y, z), \quad (3.24)$$

na qual, $W_{co}(x, y, z)$ é a co-energia magnética, e pode ser obtida a partir da equação:

$$W_{co} = \int_V \frac{B_g^2}{2\mu_0} dV, \quad (3.25)$$

na qual, B_g é a densidade de fluxo no entreferro de ar, μ_0 é a permeabilidade do ar e V é o volume do entreferro de ar [19]. O volume é calculado considerando a área efetiva do entreferro de ar mostrada na Figura 3.4.

Figura 3.4: Área efetiva do entreferro: (A) Vista frontal; (B) Vista longitudinal.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A força eletromagnética total é o somatório de todas as forças agindo em cada dente separadamente. Tendo em vista isto, pode-se chegar a equação de cálculo de força para cada braço estático na forma:

$$\mathbf{F}_e(x, y, z) = \sum_{i=1}^D f_{ei}(x, y, z) \quad (3.26)$$

Na Equação 3.26, D é o número de dentes estáticos da máquina. Com isso, é possível dimensionar o sistema de acionamento mecânico com base na força resultante no eixo móvel da máquina, calculados a partir do tamanho e número de polos e de dentes estáticos. O sistema de sustentação dos braços estáticos na fase de construção também pode ser dimensionado a partir do cálculo da força de atração resultante entre os braços estáticos e o sistema de excitação da máquina.

3.4 Circuito magnético equivalente

O circuito magnético equivalente ajuda na determinação do fluxo aproximado que atravessa as superfícies. O circuito deve ser composto por relutâncias e fontes que representam as forças magnetomotrizes. Sabendo que a relutância magnética de um determinado circuito é função do seu comprimento l , da sua permeabilidade absoluta μ , e da área da seção normal ao fluxo A , ela pode ser calculada pela equação:

$$\mathfrak{R} = \frac{l}{\mu A} \quad (3.27)$$

A *Lei de Ohm para os circuitos magnéticos* nos diz que a força magnetomotriz é dada por:

$$F_m = \phi \mathfrak{R}, \quad (3.28)$$

na qual:

$$\phi = BA, \quad (3.29)$$

$$B = \mu H, \quad (3.30)$$

nas quais:

ϕ : Fluxo magnético;

μ : Permeabilidade magnética;

\mathfrak{R} : Relutância;

A : Área da seção normal ao fluxo magnético;

F_m : força magnetomotriz;

B : Densidade de fluxo;

H : Campo magnético.

No Capítulo 5 será apresentado um circuito magnético equivalente da máquina linear projetada.

3.5 Conclusões

As equações que descrevem as leis básicas do eletromagnetismo foram apresentadas. Tais equações sofrem mudanças em suas deduções quando consideramos a inclusão de uma variação de posição relativa entre circuitos e fluxo magnético, e uma velocidade resultante. Nota-se que o movimento linear, caracterizado por um deslocamento senoidal, e o conseqüente fluxo variante no núcleo de uma bobina, induz tensões com características igualmente senoidais nos seus terminais. Um circuito elétrico equivalente pode ser deduzido a partir do conhecimento do número de espiras, frequência do movimento, e da corrente induzida em qualquer problema semelhante ao apresentado neste capítulo. O conhecimento da força

resultante agindo sobre o dispositivo de conversão é de suma importância no momento de tomar algumas decisões de projeto, principalmente aquelas relacionadas aos dimensionamentos. Os cálculos de relutância, a partir do conhecimento da força magnetomotriz, é importante pois dá uma noção da quantidade de fluxo que enlaça as bobinas, que é diretamente proporcional a tensão induzida. No capítulo seguinte, as vantagens da conversão linear e algumas configurações eletromagnéticas serão mostradas e analisadas.

Capítulo 4

Configurações eletromagnéticas

Todas as máquinas elétricas tem seu princípio de funcionamento baseado na *Lei de Indução de Faraday*, apresentada no capítulo anterior, que descreve os processos de obtenção de força eletromotriz a partir de um campo magnético variante no tempo [20]. Neste capítulo serão discutidas os tipos de orientação de fluxo, e como diferentes configurações eletromagnéticas são obtidas a partir desta característica.

4.1 Classificação do movimento primário

As máquinas elétricas podem ser classificadas, tomando como critério de análise o tipo de movimento primário em seu funcionamento, em rotativas ou lineares [17], sendo:

- Máquinas Rotativas: É o tipo mais comum de máquinas elétricas. Estas máquinas possuem basicamente duas partes: uma parte fixa chamada estator, e uma parte móvel chamada rotor, que realiza um movimento rotativo e é montada sobre um eixo. Em geral, são classificadas como síncronas ou de indução.
- Máquinas de movimento linear: É um tipo menos comum de máquinas elé-

tricas. Estas máquinas, assim como as máquinas rotativas, possuem basicamente duas partes: uma parte fixa chamada estator e um eixo móvel, que realiza um movimento linear. Na maioria das aplicações são máquinas a ímãs permanentes.

Em uma análise comparativa dos movimentos acionantes, o acionamento linear confere vantagens ao sistema de geração proposto neste trabalho. Nomeadamente a eliminação da necessidade de dispositivos de conversão de movimento, o que diminui as perdas mecânicas e aumenta a confiabilidade. Redução dos níveis de ruído, de custos operacionais e maior flexibilidade de operação, pois dispensa o uso de engrenagens [21]. Outra grande vantagem é o tamanho total do sistema de geração, reduzido em comparação aos convencionais. O sistema é mais robusto pois apresenta simplicidade mecânica. Devido às elevadas forças durante o processo de combustão, a pressão sobre a parte móvel da máquina à ímãs permanentes é alta. O formato alongado e tubular da parte móvel (eixo), confere uma vantagem já que as forças que atuam sobre o eixo serão distribuídas de forma mais igualitária. Os impactos sobre a estrutura mecânica do sistema de geração serão menores quando comparadas a sistemas que usam eixos a manivela pra converter o movimento linear em rotativo [22].

O motor à combustão a combustão interna (máquina primária do sistema de geração proposto) não possui eixos de manivela. Seu movimento dá-se em função das forças que atuam diretamente sobre ele. Tal fato reduz o desgaste e diminui a necessidade de lubrificação. Assim, a adoção de um movimento linear (vai-e-vem) para acionar o sistema de conversão eletromecânico aumenta a eficiência mecânica do motor à combustão. Sistemas de geração convencionais, que utilizam movimento rotativo, tem perdas mecânicas por atrito na ordem de 20% [9]. Outra vantagem relacionada é diminuição do peso da parte móvel, já que os dispositivos de conversão de movimento são dispensados.

4.2 Máquinas elétricas de fluxo transverso

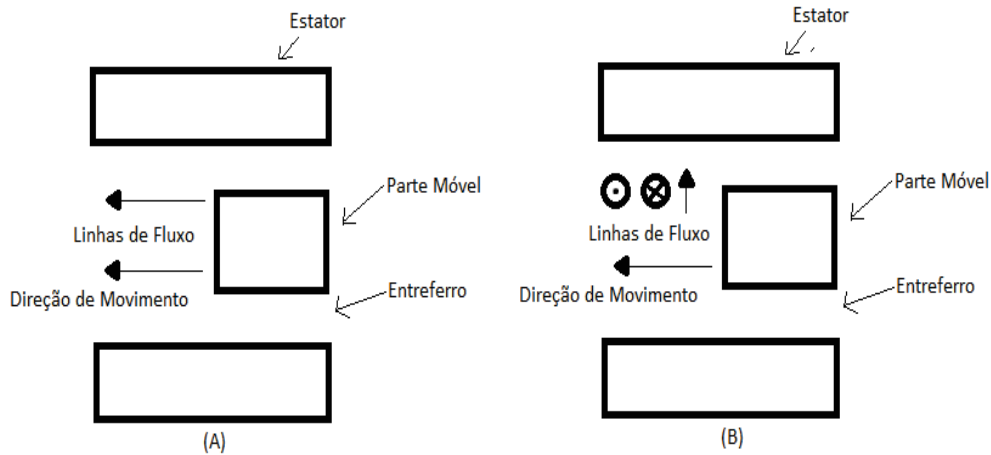
O alvo desse trabalho é o projeto de uma máquina elétrica que tenha um movimento mecânico acionante do tipo linear. Para o projeto em discussão neste trabalho, a excitação magnética é feita através de ímãs permanentes. O eixo de excitação, que é móvel, deve ser composta por ímãs permanentes fixados. O uso de ímãs permanentes de alta densidade energética (da ordem de 400 KJ/m^3) em substituição aos enrolamentos de campo, aumenta a eficiência da máquina. Por dispensarem um sistema de excitação magnética através de bobinas, há grande redução nas perdas. A produção de campos magnéticos a partir dos ímãs é suficientemente confiável, tomando como base os projetos encontrados na literatura. O uso de ímãs com alta densidade energética possibilita alta potência massiva, e a obtenção de projetos de máquinas com dimensões reduzidas. As desvantagens incluem: custo elevado dos ímãs de terra-rara, risco de desmagnetização dos ímãs e dificuldade de controle de fluxo magnético.

A orientação do fluxo em máquinas a ímãs permanentes tem duas classificações: longitudinal ou transverso. No primeiro, a direção de movimentação da parte móvel da máquina é paralela às linhas de fluxo magnético, como mostrado na Figura 4.1 (A). Para as máquinas de fluxo transverso a direção de movimentação da parte móvel da máquina é perpendicular às linhas de fluxo magnético, como mostrado na Figura 4.1 (B).

Nas máquinas de fluxo transverso, a potência do dispositivo pode ser aumentada, aumentando o número de pólos [9]. O número de pólos pode ser aumentado sem que se reduza a força magnetomotriz por pólo, o que permite produzir densidades de energia muito maiores que as máquinas de fluxo longitudinal. A relação potência/peso alcançável para máquinas de fluxo transverso varia entre $0,5 - 2,0 \text{ kW/kg}$, enquanto que para máquinas de fluxo longitudinal esta relação é de $0,24 - 0,8 \text{ kW/kg}$ [23]. Uma outra característica das máquinas de fluxo transverso é o baixo fator de potência, com valores típicos nos intervalos de $0,35-0,55$ [24]. Estudos com ímãs permanentes de terra-rara, vem tornando, mesmo

que lentamente, possível a utilização comercial dos ímãs de Neodímio-Ferro-Boro (NdFeB) e Samário-Cobalto (SmCo).

Figura 4.1: Orientação do fluxo magnético: (A) Fluxo Longitudinal; (B) Fluxo Transversal.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

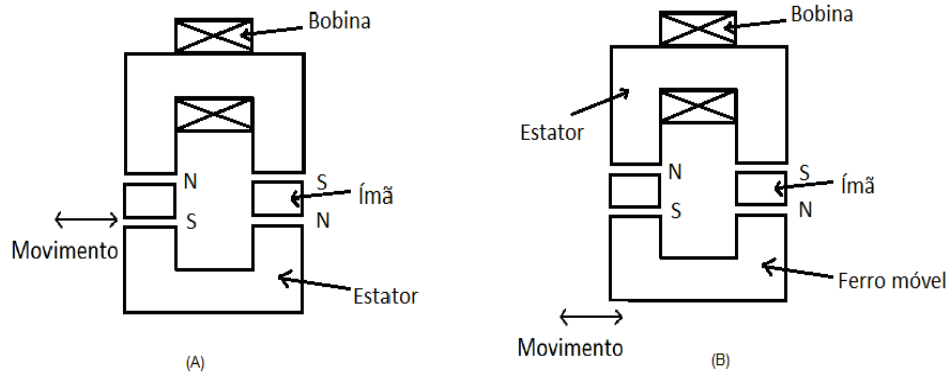
As máquinas de fluxo transversal têm uma relação torque/volume maior quando comparada às de fluxo longitudinal. Entretanto, por possuir distribuição de fluxo tridimensional, as topologias com esta configuração de fluxo são mais eficientes a partir do uso de materiais isotrópicos e compostos magnéticos moles na sua construção.

4.3 Característica do eixo de excitação magnética

Existem três categorias para as máquinas elétricas lineares de fluxo transversal: bobina móvel, ímã móvel ou ferro móvel. O arranjo com a bobina móvel requer fios flexíveis, que tendem a se desgastar, especialmente em máquinas de alta potência. Portanto, para qualquer nível significativo de geração, esse tipo de arranjo não é adequado. O segundo arranjo, diz respeito ao ímã móvel, e pode ser visto na Figura 4.2(A). Algumas deficiências deste tipo de arranjo são: grande

campo de fuga nos ímãs; exposição dos ímãs permanentes a vibrações contínuas que pode levá-lo à desmagnetização.

Figura 4.2: Característica estrutural de máquinas lineares: (A) Arranjo com ímã móvel; (B) Arranjo com ferro móvel.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Por último, o arranjo com ferro móvel, e pode ser visto na Figura 4.2(B). A estrutura com ferro móvel é mais resistente, mas exige uma alta força no eixo, o que torna essa configuração não usual na maioria das aplicações [25]. Definiu-se, então, que a máquina a ser projetada tem fluxo transversal, movimento acionante linear e ímã móvel.

4.4 Requisitos da configuração eletromagnética

Para a realização do projeto do conversor eletromecânico, foi feito um estudo sobre as características gerais da máquina primária, apresentado no capítulo 2. Além disso, uma série de especificações e requisitos de projeto devem ser definidas, de forma a atender as metas de geração, dentro dos limites estruturais da máquina, da disponibilidade de materiais para construção e de sua aplicação. Tendo em vista a aplicação pretendida, foi levantado o estado da técnica para análise do que já está em desenvolvimento. Com base no conhecimento obtido,

algumas configurações eletromagnéticas que mereceram destaque foram selecionadas e estudadas. Alterações foram feitas nas configurações escolhidas, de modo a adaptar o que já está desenvolvido às nossas necessidades. Inicialmente, definiu-se que o gerador deve ser projetado de forma que:

- Converta energia mecânica proveniente de um movimento linear em elétrica;
- A estrutura seja leve;
- A estrutura deve seja compacta;
- Não deve haver excitação externa (máquina de ímãs permanentes);
- Possibilidade de construção de um protótipo com os materiais disponíveis para compra no mercado brasileiro.

Além disto, outros aspectos foram considerados, como:

- Níveis de densidade de fluxo nas peças de material ferromagnético e também nos ímãs, para que se evite possíveis desmagnetizações;
- Número de enrolamentos das bobinas, a depender dos níveis de corrente;
- Tipo de ímãs, que serão escolhidos levando-se em consideração a forma, densidade energética, preço e disponibilidade no mercado brasileiro;
- Formatos estatóricos e da parte móvel, levando-se em consideração os aspectos construtivos e a disponibilidade de aços elétricos no mercado brasileiro;

Fatores como custo de projeto, disponibilidade de alguns materiais no mercado brasileiro, aspectos construtivos, tempo e meios de teste da máquina influenciaram diretamente em algumas etapas do projeto. Todo o projeto se adaptou as limitações que surgiram, buscando sempre aproximar os parâmetros de interesse do que foi especificado.

4.5 Configurações analisadas

Pesquisou-se uma série de conversores lineares já desenvolvidos, com diferentes configurações eletromagnéticas. Dentre as topologias estudadas, todas apresentam fluxo transverso, e se destacaram por apresentar características que melhor combinam com as especificações pretendidas. Algumas figuras de mérito que possibilitem um estudo comparativo foram definidas:

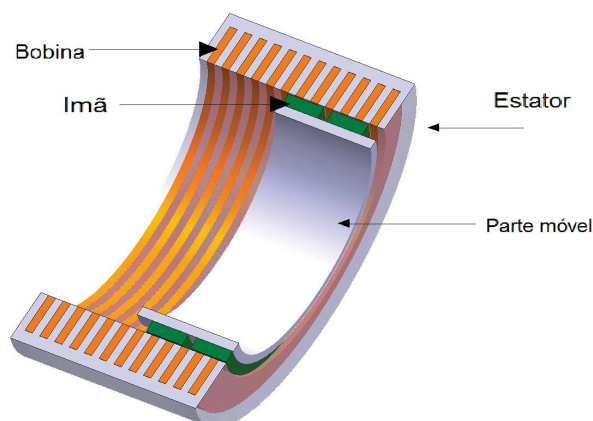
- Disponibilidade de ímãs com magnetização apropriada no mercado brasileiro;
- Frequência de operação;
- Modelagem eletromagnética;
- Aspectos construtivos;
- Relação peso/potência;

As seções que seguem abordam cada máquina linear separadamente, evidenciando suas vantagens e desvantagem. Ao final, uma configuração foi escolhida, e serviu de base durante as etapas de projeto posteriores.

4.5.1 Configuração linear de pistão livre

O primeiro conversor, estudado em [26], trata-se de um *gerador linear de pistão livre* projetado para transformar energia química em energia elétrica por meio de sucessivos processos de combustão, com aplicação similar a pretendida neste trabalho. Projetado para gerar a energia utilizada na alimentação da parte elétrica de veículos híbridos. O projeto desta máquina é feito para aplicações em frequências constantes. O gerador baseia-se em um sistema de pistão duplo construído em um cilindro. O conversor apresentar arranjo com ímã móvel. O eixo móvel é montado entre dois pistões. O arranjo do gerador é feito de modo que o eixo móvel esteja sempre no interior do estator, em uma estrutura que pode ser vista na Figura 4.3.

Figura 4.3: Vista em corte longitudinal na máquina linear de pistão livre.



Fonte: RINDERKNECHT,2010, p. 2

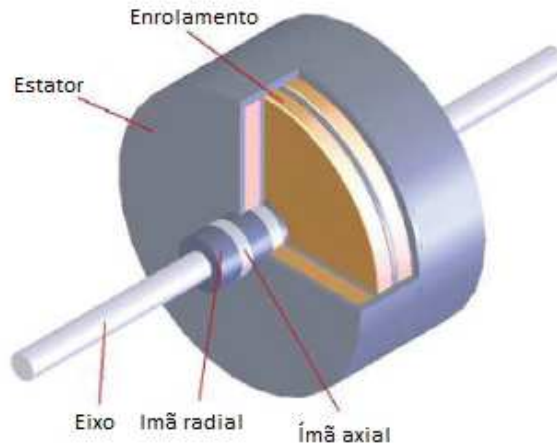
Este conversor foi projetado para gerar níveis de potência na ordem de 25 kW em frequência constante de 50 Hz. A força axial gerada no eixo no processo de combustão é de aproximadamente 6000 N. O projeto inicial considera alta força axial, e exige que o modelo possua um peso em torno de 80 kg, o que limita sua utilização na nossa aplicação e dificulta testes de verificação de funcionalidade. A relação peso/potência gerada é 3,2 kg/kW, que é uma boa quantidade de energia gerada por massa equivalente do gerador. Além disso, a geometria inicialmente proposta faz com que as bobinas sejam de difícil confecção, já que o caminho percorrido pelo enrolamento é longo, fato que aumenta o seu custo de fabricação [26].

4.5.2 Configuração linear de curso longo

O segundo conversor, estudado em [27], trata-se de um gerador linear que também funciona em um sistema de pistão duplo, com movimento gerado a partir de seguidos processos de combustão. A principal diferença este modelo e o anterior, está no fato de que a parte móvel para este caso é maior que o estator. Ou seja, há momentos, em posições relativas distintas, que o ímã não está em contato magnético com a peça metálica do estator. Tal disposição estatórica foi escolhida

com base no sistema em que essa estrutura vai atuar, e pode ser vista na Figura 4.4 .

Figura 4.4: Vista em corte longitudinal na máquina linear de curso longo.



Fonte: PING,2006, p. 2

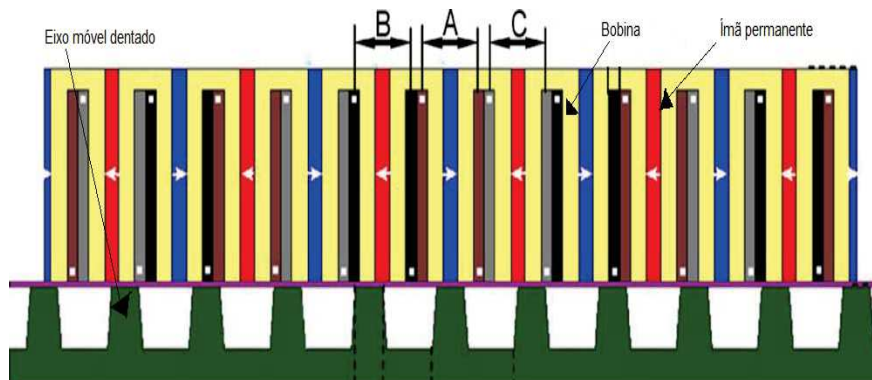
Este gerador é projetado para gerar no processo de arranque de veículos híbridos. Dois grupos de seis bobinas estão localizados no compartimento do estator, a fim de montar um sistema trifásico. O sistema de geração completo possui uma câmara de pistão duplo, que pode ser alimentada por substâncias derivadas do petróleo ou gás natural. O movimento de vai e vem será gerado a partir de sucessivas combustões. Nesta máquina, sete ímãs permanentes radiais e seis axiais estão dispostos alternadamente, de modo a formar um arranjo magnético que será completamente montado sobre um eixo de alumínio (Figura 4.4). O projeto deste conversor conseguiu geração de correntes de pico na ordem de 7 A, com uma potência de 7 kW em uma frequência de operação muito alta (3000 ciclos por segundo). A topologia em questão apresenta tamanho próximo a 17 cm [27]. No estator, há a necessidade de uma armadura para blindagem magnética, que objetiva a diminuição do fluxo de fuga. O projeto é de uma máquina trifásica, e a modificação para o arranjo monofásico implica em grandes alterações do projeto inicial. A mo-

delagem matemática para este caso é quase inexistente, o que dificulta no processo de simulação computacional, e no dimensionamento de parâmetros.

4.5.3 Configuração linear tubular

O terceiro modelo, estudado em [28], trata-se de um *gerador linear tubular* com ímãs no estator. A principal diferença deste para os outros encontrados na literatura, é a disposição dos ímãs na estrutura. Em geradores convencionais, os ímãs ficam presos na parte móvel, e a variação de fluxo ocorre predominantemente no estator da máquina. Para o caso em questão, ocorre exatamente o contrário: os ímãs ficam presos no estator do gerador, e a parte móvel é simplesmente uma peça metálica dentada de maneira tal a criar um caminho para o fluxo magnético. O projeto inicial prevê um gerador trifásico, com ímãs dispostos no estator e separados em fases. Cada par de ímãs são polarizados de maneira contrária, e constituem fases do gerador. A Figura 4.5 ilustra a topologia desta máquina, em corte transversal.

Figura 4.5: Vista em corte longitudinal na máquina linear tubular.

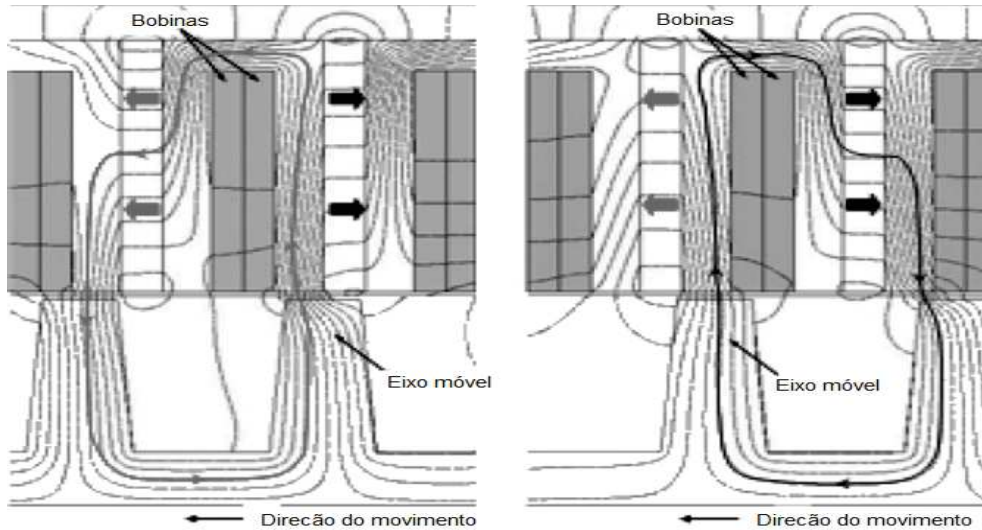


Fonte: WANG,2008

Tanto os ímãs permanentes como os enrolamentos estão dispostos no estator. Desta forma, o fluxo transversal da máquina enlaça os enrolamentos, e varia de acordo com a posição relativa entre as bobinas e a parte móvel. A Figura 4.6

mostra o caminho de fluxo que liga um par de bobinas no estator, com respeito a duas posições diferentes.

Figura 4.6: Vista em corte longitudinal que mostra a distribuição de fluxo para duas posições diferentes.



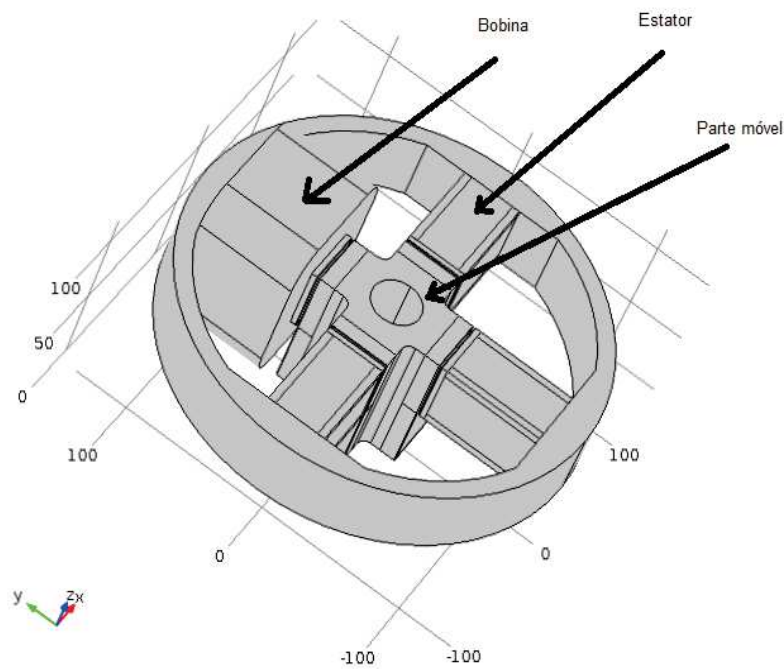
Fonte: WANG,2008

Para o projeto da máquina em questão, os níveis de tensões geradas tem no máximo 4 V de pico, em uma velocidade da parte móvel de 1 m/s. Possui aproximadamente 21 cm de comprimento. A disposição particular dos ímãs e das bobinas nessa topologia proporciona um alto fluxo de fuga no entreferro, que tem tamanho considerável [28]. Tal fato implica em maior relutância, e, conseqüentemente, maior dissipação de energia no gerador, o que reduz a eficiência da máquina. A geometria desta máquina não favorece a construção dos polos. É preciso ferramentas específicas para o corte do metal na confecção dos dentes no estator e na parte móvel, o que encarece o projeto. A relação custo/benefício é alta, já que o custo da montagem é alto e a potência gerada é baixa, quando comparado a outros modelos.

4.5.4 Configuração tubular de curso curto

O quarto modelo, estudado em [29], diz respeito a outra *configuração tubular de curso curto* e é ilustrada na Figura 4.7. Tem como principal característica o comprimento do curso dos ímãs permanentes curto, e estrutura tubular. O ímã está sempre em contato magnético com o estator, em um deslocamento relativamente curto, pré-definido com no máximo 45 mm.

Figura 4.7: Configuração tubular, gerador linear com curso curto: representação do arranjo estator/parte móvel.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O contato magnético reduz da quantidade de fluxo disperso, e aumenta a eficiência da máquina [29]. A parte móvel é constituída por ímãs de magnetização radial, presos em um eixo de material ferromagnético. O entreferro reduzido (1 mm) contribui para a diminuição das relutâncias equivalentes do conjunto, e o conseqüente aumento da eficiência [29]. O modelo trifásico pode ser obtido a partir do aumento do número de estruturas estatóricas. Gera algo em torno de 3,5 kW de

potência em uma frequência de 50 Hz, a depender do número de bobinas e voltas de enrolamento. O peso desse gerador é de no máximo 29 kg, o que permite obter a relação peso/potência gerada como sendo aproximadamente 0,10417 kg/kW.

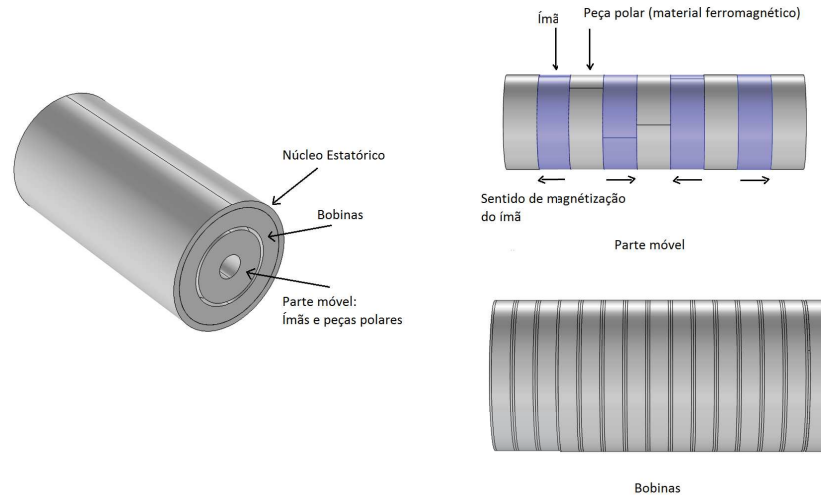
A a geometria proposta em [29] apresenta uma desvantagem em relação ao ímã utilizado. O formato arredondado é de difícil fabricação, e não tem disponibilidade no mercado brasileiro. Além disso, o modo de magnetização radial do ímã dificulta ainda mais sua fabricação. Outra desvantagem é referente ao circuito magnético equivalente. O formato arredondado do ímã e da parte inicial dos braços estatóricos dificulta os cálculos de relutâncias para o ímã e para o estator.

4.5.5 Configuração linear cilíndrica

O quinto modelo, estudado em [30], refere-se a um *gerador linear de estrutura cilíndrica*, com ímãs permanentes de magnetização axial. O estator proposto em [30] é do tipo sem dentes, sendo as próprias bobinas o caminho magnético. A máquina suporta a configuração trifásica ou monofásica. Cada bobina constitui uma fase independente, que pode ser ligada em paralelo ou em série. A Configuração cilíndrica original proposta em [30] é apresentada na Figura 4.8.

O projeto de [30] possui liberdade no que diz respeito ao dimensionamento do entreferro, definido inicialmente em 1 mm. A máquina possui peso total de 12,4 kg. A força eletromagnética desenvolvida no eixo é da ordem de 116,5 N. A máquina proposta em [30] gera uma potência de 81,95 W, com velocidade de funcionamento baixa, na ordem de 0,5 m/s. A potência massiva é 151 kg/kW. A potência é baixa dá-se, principalmente, pelo modo como o projeto de estator foi feito. Não há um caminho bem definido para o fluxo, e a dispersão é grande. Estratégias de projeto para contornar este problema podem ser adotadas.

Figura 4.8: Configuração cilíndrica. Fases independentes. Bobinas como caminho magnético. Não há braços estatóricos definidos. Magnetização dos ímãs axial. Peças polares de material ferromagnético completam o circuito magnético.

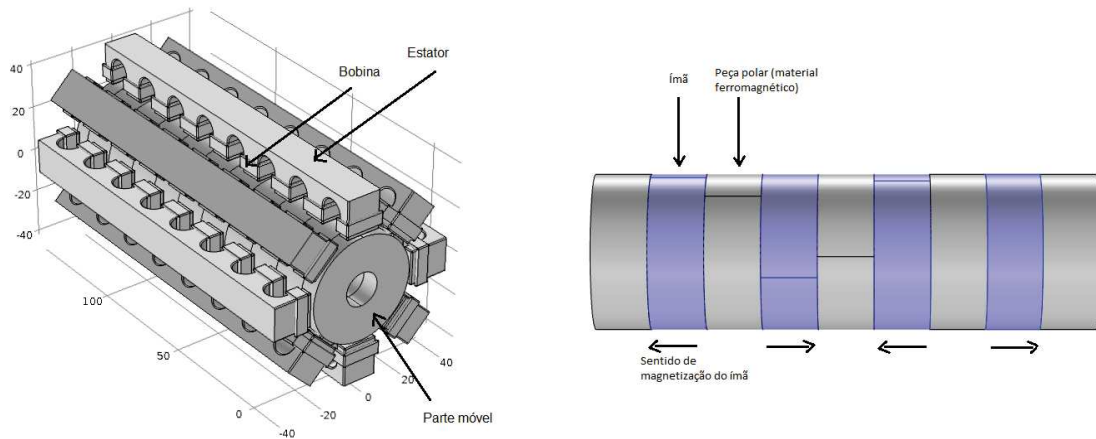


Fonte: Elaborada pelo Autor.

4.5.6 Configuração linear mista

Tendo em vista as estruturas estudadas, é possível propor uma sexta configuração, aqui nomeada *gerador linear com configuração mista*, que reúne as vantagens anteriormente expostas. A estrutura proposta pode ser vista na Figura 4.9. Podemos citar como principal vantagem a forma como as bobinas são implementadas, de modo a enlaçar o máximo de fluxo disponível, como feito na configuração tubular descrita em [29]. O estator com dentes é montado de forma que a maior quantidade de fluxo atravesse exatamente o núcleo dos enrolamentos. A máquina suporta a configuração trifásica ou monofásica. Cada bobina constitui uma fase independente, que pode ser ligada em paralelo ou em série.

Figura 4.9: Configuração Mista. Estator com dentes. Bobinas postas de modo a concentrar o máximo de fluxo em seus núcleos.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Considerando a disponibilidade de ímãs no mercado brasileiro, a *configuração mista* apresenta uma vantagem em relação as outras. Seu projeto considera ímãs de magnetização axial, e formato cilíndrico, facilmente encontrado no mercado brasileiro. As alterações nos projetos iniciais da configuração mista são de fácil implementação, e devem ser feitas tendo em vista melhores resultados. A densidade de fluxo que enlaça as bobinas da *configuração mista* é maior que nas outras configurações. Os resultados mostram que esta configuração pode obter os maiores níveis de potência gerada, pois além de maior densidade de fluxo no estator, o fluxo enlaça as bobinas exatamente no seu núcleo, o que caracteriza uma vantagem evidente.

4.6 Conclusões

O movimento acionante linear traz uma série de vantagens ao sistema de geração discutido neste trabalho, das quais podemos destacar a simplicidade mecânica. O fluxo transversal proporciona maior densidade de fluxo útil, e maior potência massiva para máquinas lineares. O uso do arranjo com o ímã móvel é o mais indicado para o projeto. A análise das configurações eletromagnéticas para máquinas elétricas lineares foi feita e três ganharam destaque: a configuração tubular de curso curto, a cilíndrica e a mista. A Configuração tubular é uma boa alternativa de projeto, com dificuldades residindo nos aspectos construtivos. O tipo de ímã usado em [29] não estão disponíveis para compra no Brasil. Esta alteração acarreta em mudança nos resultados finais de geração, e só é possível saber se melhora ou não o rendimento da máquina a partir de simulações dinâmicas. A Configuração cilíndrica chama atenção pela sua construção simples, com a utilização de ímãs de magnetização axial de fácil acesso no mercado brasileiro. Os níveis de geração para a máquina sem braços estáticos são baixos, mas alterações no projeto inicial podem fazer com que a máquina tenha um desempenho melhor. A Configuração mista aparece como uma boa alternativa de projeto. Algumas alterações devem ser feitas, principalmente aquelas relacionadas ao dimensionamento dos ímãs. Os resultados dinâmicos mostrados no Capítulo 7 nos dão noção de potência gerada. No aspecto construtivo, o corte nas peças estáticas aparece como fator dificultante. A configuração dos ímãs de magnetização axial, e a forma como o eixo de excitação é montado, representam vantagens. Uma vez evidenciadas as estruturas de interesse, uma foi escolhida, e o próximo passo foi evoluir nas simulações dinâmicas, que considera as equações do movimento, para obter resultados de potência gerada e forças de reação na armadura. A partir daí, definir alterações mais refinadas, seguindo a metodologia de projeto apresentada no capítulo a seguir. De posse das dimensões finais e do conhecimento das equações mecânicas e eletromagnéticas que regem o sistema de geração em estudo, o capítulo a seguir propõe um método tridimensional de simulação por elementos finitos que nos dão estimativas da potência gerada pela máquina.

Capítulo 5

Projeto da máquina linear

A metodologia de projeto usada foi estabelecida com base na disponibilidade de mercado dos materiais necessários à construção, e em simulações para verificação de funcionamento. Percebeu-se, ainda, a importância da definição de uma rotina de projeto, que possibilite obter um dispositivo de conversão eletromecânica com desempenho o mais próximo possível do que fora traçado como meta inicial. Estando definidas as principais características da máquina, bem como seu modo de operação, é possível deduzir uma série de equações eletromagnéticas e mecânicas que possibilitam um cálculo de campo tridimensional.

5.1 Rotina de projeto

O projeto do gerador foi dividido em etapas, que são organizadas seguindo uma lógica metodológica, e tiveram como base as especificações anteriormente apresentadas. São elas:

Etapa 1: Escolha de materiais;

Os materiais da máquina foram escolhidas tendo em vista o alcance da máxima eficiência possível. O estator e as peças polares são feitos de aço

silício de grão não-orientado, material de alta permeabilidade magnética, usado na maioria dos geradores projetados. As peças de sustentação foram escolhidas de modo a não criar caminhos de fluxo não desejados, que pudessem influenciar diretamente na eficiência da máquina em questão. Os ímãs foram escolhidos como sendo de Neodímio-Ferro-Boro, por possuir alto fluxo remanente, alto campo coercitivo, boa resistividade mecânica, e dificuldade de desmagnetização elevada. Os fios de cobre foram dimensionados para suportar a corrente prevista, sendo esmaltados para evitar curto-circuitos. Definidos os materiais do gerador, o próximo passo disse respeito ao levantamento das características gerais da máquina elétrica, para que algumas dimensões fossem extraídas, e o cálculo de campo fosse possível.

Etapa 2: Determinação do modo de funcionamento da máquina;

A frequência de operação da máquina foi inicialmente definida como 60 Hz mecânico. Este parâmetro influenciou diretamente no projeto do sistema de biela manivela projetado para avaliar o movimento linear. O movimento linear é obtido a partir de um sistema de biela manivela, que converte o movimento rotativo. Limitações físicas e a busca de maior estabilidade mecânica levaram à alteração desta especificação. Foi necessário reduzir este parâmetro para algo em torno de 15 Hz mecânico. Definiu-se, ainda, que o movimento deveria ter comportamento o mais senoidal possível, fato que interfere diretamente nas formas de onda de tensão e corrente geradas. Definiu-se que a excitação magnética seria feita a partir de um eixo móvel, com pares de ímãs permanentes e peças polares acopladas. A distância entre os ímãs, e o conseqüente tamanho das peças polares, foram definidos de forma a obter formas de onda de tensão e corrente na mesma fase e amplitude para todas as bobinas do protótipo. Determinou-se, ainda, que oito braços estáticos seriam distribuídos ao redor do eixo móvel, de forma a fechar o circuito magnético equivalente, buscando a menor dispersão de fluxo possível. Definidas as características gerais da máquina elétrica linear, o próximo passo foi a

definição das dimensões, baseadas no que estava disponível para compra no mercado local, e no comportamento das partes estáticas e móveis da máquina.

Etapa 3: Definição das dimensões;

Primeiro, trabalhou-se considerando uma situação ideal, onde todos os materiais estariam disponíveis, e o gerador teria as dimensões especificadas de forma a obter os maiores níveis de geração possíveis. Logo se percebeu que o projeto deveria se adequar a disponibilidade de componentes e materiais no mercado local. Além disto, os aspectos construtivos foram considerados, levando em conta as possibilidades de fabricação de algumas partes do gerador, avaliando suas dificuldades, ou se eram factíveis ou não. Tendo em vista estes dois aspectos, algumas adaptações no projeto inicial foram feitas de forma a contemplar, no limite do que era possível, as metas de geração previstas. O principal componente, e o que primeiro foi especificado, são os ímãs permanentes, responsáveis pela excitação magnética da máquina elétrica em estudo. Antes de tudo, foram definidas as dimensões dos ímãs, escolhidas a partir da disponibilidade imediata em estoque no catálogo de vendedores brasileiros, e a partir delas as outras dimensões da máquina foram definidas. Outros materiais, como as chapas de aço silício de grão não orientado, que foram escolhidas com espessura de 0,5 mm, influenciaram diretamente na determinação de algumas dimensões do protótipo. De posse das dimensões, dos materiais e dos modos de funcionamento da máquina, algumas equações com base na teoria eletromagnética foram obtidas, e permitiram uma modelagem da máquina em estudo e uma consequente simulação computacional.

Etapa 4: Avaliação do projeto através de cálculo de campo;

A avaliação dos níveis de geração foi feita a partir de uma análise pormenorizada da máquina elétrica linear projetada. Tal análise foi feita usando um programa de cálculo por elementos finitos, que possibilitou

a avaliação da distribuição de fluxo na máquina, os possíveis pontos de desmagnetização do ímã, e as curvas de tensão e corrente geradas. Um teste de circuito aberto foi feito, e depois um teste com carga, que nos deram uma previsão do quanto de potência será gerada. De posse dos resultados de geração, os mesmos ajudaram a tomar algumas decisões de projeto no que diz respeito a alguns parâmetros e dimensões da máquina, e alterar algumas formas de concepção do eixo móvel, do estator, e das bobinas. A forma como o eixo de excitação foi concebido, com quantidade de ímãs e peças polares especificados. O espaçamento entre as bobinas, bem como o número de enrolamentos ideal e as suas posições também sofreram alterações. A simulação ainda nos deu uma noção da amplitude, frequência e forma do movimento linear do eixo. As decisões tomadas nesta etapa influenciaram diretamente as outras etapas. As decisões feitas nesta etapa influenciaram todas as etapas anteriores, em um ciclo de projeto que procurou maximizar a potência gerada e a eficiência da máquina em estudo.

A etapa 1 influencia em todas as etapas seguintes, pois leva em conta a disponibilidade de materiais para compra no mercado brasileiro. Esta disponibilidade é crucial para a etapa 3, onde todas as dimensões são obtidas a partir do tamanho de ímã comprado. Os resultados obtidos na etapa 4 podem fazer com que a etapa 1 sofra alterações, tendo em vista os níveis de saturação do aço escolhido, bem como o risco de desmagnetização do ímã. A etapa 4 influencia a etapa 2 no momento de definir a melhor frequência de operação, tendo em vista os níveis de potência gerada pela máquina, e a estabilidade mecânica do sistema. A etapa 4 influencia também a etapa 3 de acordo com a avaliação da amplitude e fase das tensões obtidas, que estão diretamente relacionadas ao tamanho do passo polar definido a priori, bem como o nível de saturação do aço usado, que também está relacionado a espessura dos braços estatóricos, e ao comprimento do passo polar.

5.2 Escolha de materiais

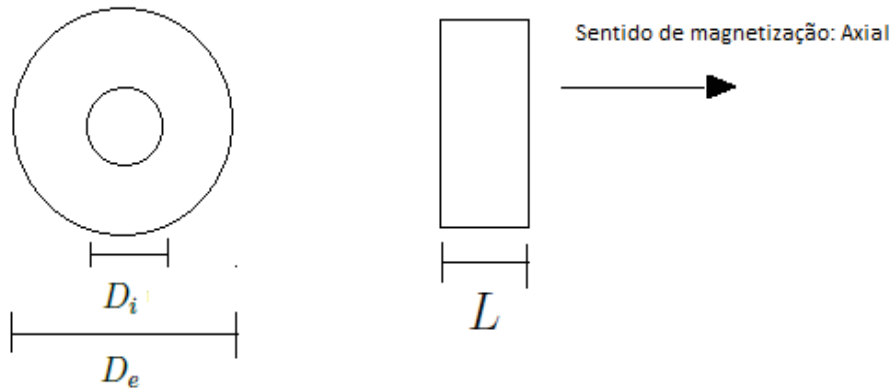
Inicialmente, é necessário definir quais são os materiais constituintes das diferentes regiões da máquina. Usando uma metodologia de projeto descrita em [25], e considerando um arranjo com ímãs móveis, o primeiro passo é definir o formato e tipo de magnetização dos ímãs. Levando-se em consideração a disponibilidade de ímãs no mercado, o que melhor se encaixa para a estrutura definida é um ímã de formato arredondado e magnetização axial (Figura 5.1). O ímã que melhor se encaixa no projeto, e que estava disponível para compra, possui as especificações mostradas na Tabela 5.1.

Para uma alta performance da máquina, é preferível que os ímãs possuam um elevado campo coercitivo (H_c), e uma elevada densidade de fluxo remanente (B_r). As definições gráficas de H_c e B_r estão expostas na Figura A.1, no Apêndice A. Um elevado H_c impede que o ímã seja facilmente desmagnetizado, e um alto B_r resulta em um fluxo magnético elevado. O ímã de Neodímio-Ferro-Boro foi escolhido pois possui alta densidade de fluxo remanente e campo coercitivo elevado, quando comparados aos outros tipos de ímã. Desta forma, a utilização deste tipo de ímã permite a obtenção de máquinas com dimensões menores. A desvantagem está no custo dos ímãs de Neodímio-Ferro-Boro, que, mesmo com o barateamento visto nos últimos anos, ainda é caro quando comparado aos outros tipos de ímã. O desenvolvimento da tecnologia de fabricação de ímãs está possibilitando a obtenção de ímãs de Neodímio-Ferro-Boro cada vez mais resistentes à temperatura e à desmagnetização.

O material que compõe o estator da máquina e os passos polares deve possuir, preferencialmente, isotropia de propriedades no plano da chapa. Desta forma, o aço silício de grão não-orientado foi o escolhido, tendo em vista sua vasta aplicação em estatores de motores elétricos. Os aços adquiridos são totalmente processados, prontos para estampagem e uso, e entregues pela vendedora já com baixo carbono e com recozimento final. Foram adquiridas chapas de 0,5 *mm* de espessura, que foram empilhadas de forma a obter a dimensão necessária para os

braços estatóricos.

Figura 5.1: Ímã de Neodímio-Ferro-Boro. Tratamento superficial de Níquel. Magnetização axial bipolar. Referência: N42.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Tabela 5.1: Parâmetros do Ímã Neodímio-Ferro-Boro.

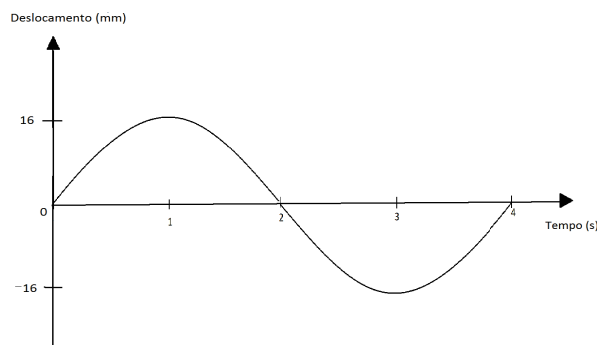
Parâmetro	Valor	Descrição
$B_r(B_m)$	1,32 T	Fluxo remanente (Densidade de Fluxo do ímã)
$H_c(H_m)$	926 kA/m	Força coercitiva (Campo magnético do ímã)
iH_c	956,40 kA/m	Força coercitiva intrínseca
$(BH)_{max}$	334,74 kT/m	Produto energético máximo
$\mu_r(\mu_m)$	1,05	Permeabilidade relativa do ímã
T	80°	Temperatura de trabalho
D_i	10 mm	Diâmetro interno
D_e	36 mm	Diâmetro externo
L	8 mm	Comprimento

A laminação foi feita de modo a combinar com o sentido das linhas de fluxo magnético induzidas pelos ímãs permanentes, o que teoricamente leva a uma maior eficiência da máquina [31]. A densidade do Aço Silício de grão não-orientado é 7,75 g/cm³, do cobre é 8,93 g/cm³, do ímã Neodímio-Ferro-Boro é 7,45 g/cm³.

5.3 Determinação do modo de funcionamento da máquina

O estator da máquina é composto por 8 braços, dispostos de forma a envolver o eixo móvel, que é cilíndrico. Os braços são dentados, e cada dente corresponde a um polo, e serve de núcleo para a bobina. Para uma melhor visualização e entendimento da estrutura, vamos, a priori, considerar apenas um braço da máquina. Cada braço estatórico comporta 5 bobinas, posicionadas de forma que sejam induzidas nelas tensões de mesma amplitude e mesma fase. A Figura 5.3 indica cinco posições do eixo móvel, percorridas a cada período. Nas posições 0, 2 e 4, há o menor número de linhas de fluxo enlaçando as bobinas. Nas posições 1 e 3, o fluxo que enlaça as bobinas é máximo, variando a polaridade. A Figura 5.2 indica a curva de deslocamento do eixo de excitação.

Figura 5.2: Característica senoidal do movimento do eixo.

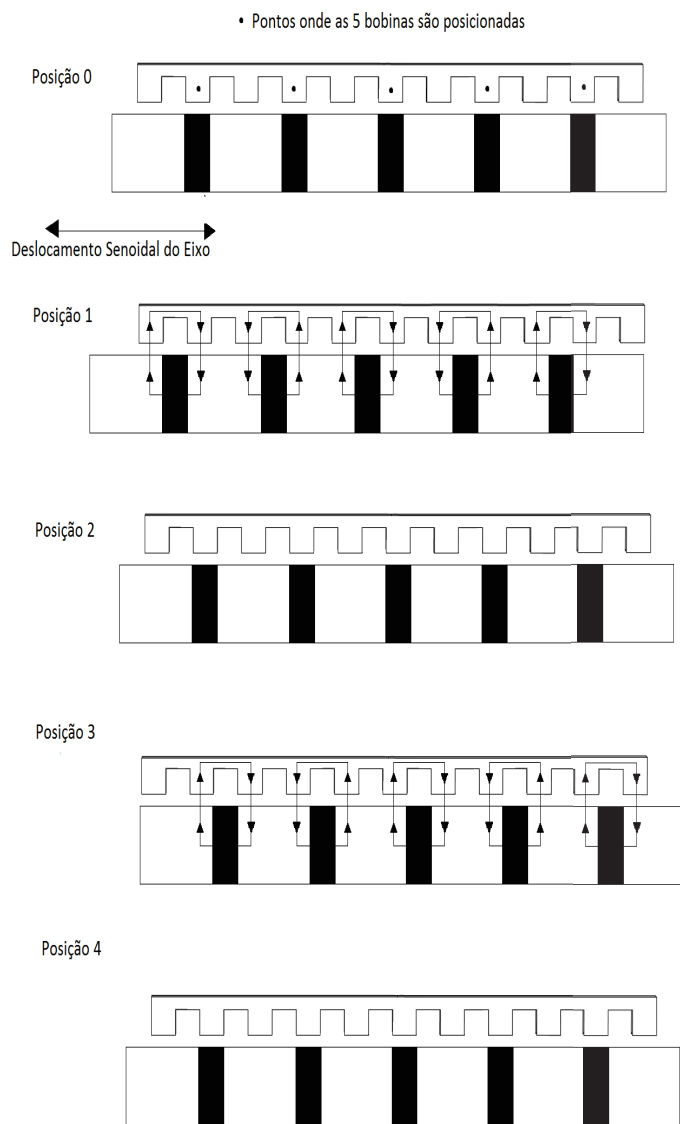


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Os 5 ímãs presos ao eixo, são posicionados em sequência, e separados pelas peças polares, de forma que o sentido de magnetização seja o oposto do ímã seguinte. As peças polares, então, possibilitam o espaçamento necessário para que as induções nas bobinas sejam feitas da maneira que se deseja. A ideia inicial de testes a 60 Hz foi descartada, devido a dificuldade de implementação física. Desta forma, foi considerada uma frequência de 15 Hz para os cálculos, valor este mais

factível do ponto de vista físico.

Figura 5.3: Cinco posições para o eixo de excitação da máquina.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

5.4 Definição das dimensões

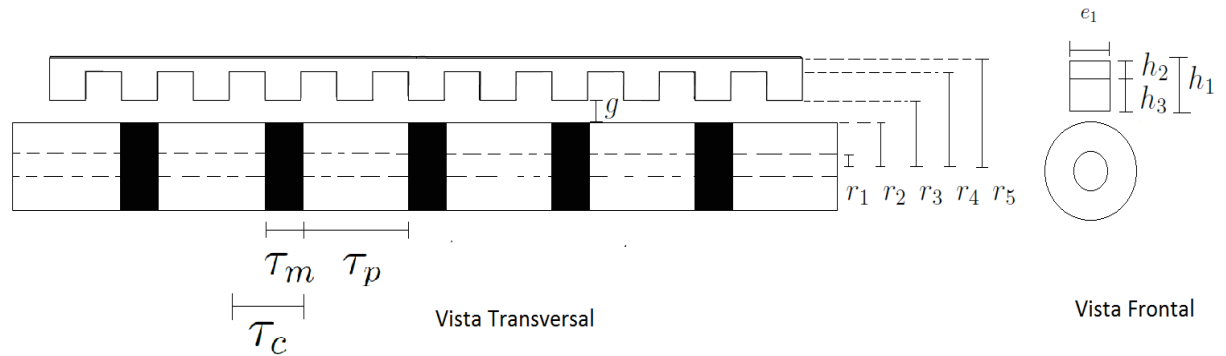
As dimensões para os ímãs foram escolhidas a partir do catálogo do vendedor, apresentado em [32]. O ímã possui comprimento curto (8 mm), o que representa um tamanho de polo com 8 mm, e um curso total para o eixo da máquina de 32 mm. São valores muito baixos, que dificultam o dimensionamento do sistema de testes baseado em uma biela-manivela, descrito no Capítulo 6. Tendo em vista a não disponibilidade de ímãs com comprimentos maiores, a saída foi pensar em uma peça feita a partir da união de dois ímãs com mesmo sentido de magnetização. Com isso, foi possível obter um tamanho de polo para a máquina de 16 mm, e um curso total para a parte móvel de 32 mm. O eixo da máquina contém 5 ímãs e 6 peças polares entre os ímãs. A quantidade de ímãs e peças polares foi definida baseada nas limitações de tamanho e peso da máquina, especificados na Tabela 5.1. As outras dimensões da máquina são definidas em função das dimensões para o eixo móvel, composto de ímãs e peças polares.

O entreferro g é definido com 1 mm, espaço suficiente para o deslocamento do eixo móvel, sem que se obtenha grande relutância e, conseqüentemente, grande dispersão na máquina. As alturas h_1 , h_2 e h_3 , são definidas considerando o encaixe das oito peças estáticas, que circulam o eixo móvel. Seus valores são definidos de forma que haja espaço suficiente para o encaixe das bobinas, e para a formação de um núcleo estático, que feche o circuito magnético equivalente da estrutura. O valor e_1 é definido de forma que os oito braços estáticos fiquem nas posições desejadas, com pouco espaçamento entre eles, para que se reduza a dispersão magnética. Objetiva-se, ainda, que o estator se aproxime cada vez mais de uma estrutura cilíndrica totalmente fechada, para que seja possível um cálculo mais aproximado das relutâncias.

Fazendo um corte transversal na máquina, como mostrado na Figura 5.4, alguns parâmetros dimensionais podem ser indicados, e ajudarão no momento de calcular as relutâncias do circuito magnético equivalente. O passo polar τ_p foi definido tendo em vista o comportamento das linhas de fluxo na estrutura, melhor

analisado na Etapa 1. Os valores dos parâmetros dimensionais são mostrados na Tabela 5.2.

Figura 5.4: Parâmetros dimensionais da máquina linear. Corte transversal para indicar polos e passo polar. Corte frontal para indicar alturas estatóricas.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Tabela 5.2: Parâmetros dimensionais da máquina linear.

Parâmetro	Valor	Descrição
τ_c	32 mm	Curso total
τ_m	16 mm	Passo do ímã
τ_p	48 mm	Passo polar
r_1	5 mm	Raio interno ímã
r_2	18 mm	Raio externo ímã
r_3	19 mm	Raio entreferro
r_4	20,5 mm	Raio dente estator
r_5	26 mm	Raio núcleo estator
g	1 mm	Altura do Entreferro
h_1	17 mm	Altura estator
h_2	5,5 mm	Altura núcleo estator
h_3	11,5 mm	Altura dente estator
e_1	12 mm	Largura estator

Considerando a densidade do Aço Silício de grão não-orientado $7,75 \text{ g/cm}^3$, do cobre $8,93 \text{ g/cm}^3$, do ímã Neodímio-Ferro-Boro $7,45 \text{ g/cm}^3$, e conhecendo todas as dimensões da máquina linear projetada, a massa equivalente total do gerador é calculada pela fórmula:

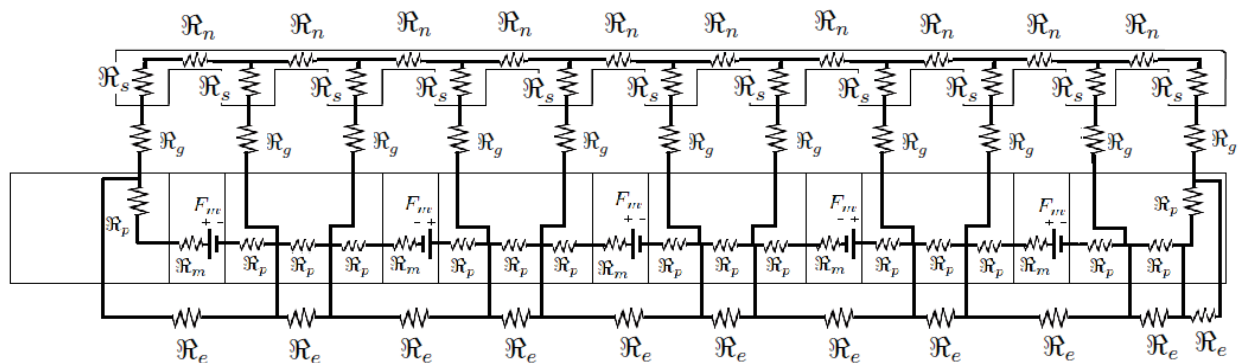
$$m_g = d_g v_g, \quad (5.1)$$

na qual, d_g é a densidade equivalente do gerador, e v_g o seu volume equivalente. Realizando os cálculos para todas as partes da máquina separadamente, obtém-se que $m_g = 1,237$ kg. Este valor pode ser alterado de acordo com a potência que se quer gerar, que implica diretamente no aumento ou diminuição da quantidade de cobre e de aço para a máquina.

5.4.1 Cálculo do circuito magnético equivalente

De posse das equações mostradas no Capítulo 3, é possível montar um circuito magnético equivalente para a máquina projetada, útil no cálculo do fluxo aproximado na máquina. Considerando a posição 1, mostrada na Figura 5.3, onde há a maior quantidade de fluxo enlaçando os polos das bobinas, o circuito magnético equivalente fica como mostrado na Figura 5.5. A imagem mostra um corte que possibilita intuir o estator, o entreferro, o ímã e o eixo móvel com cada variável relacionada. Há um exagero na representação do tamanho do entreferro (definido com 1 mm), para que seja possível ilustrar todas as relutâncias do circuito.

Figura 5.5: Circuito magnético equivalente.

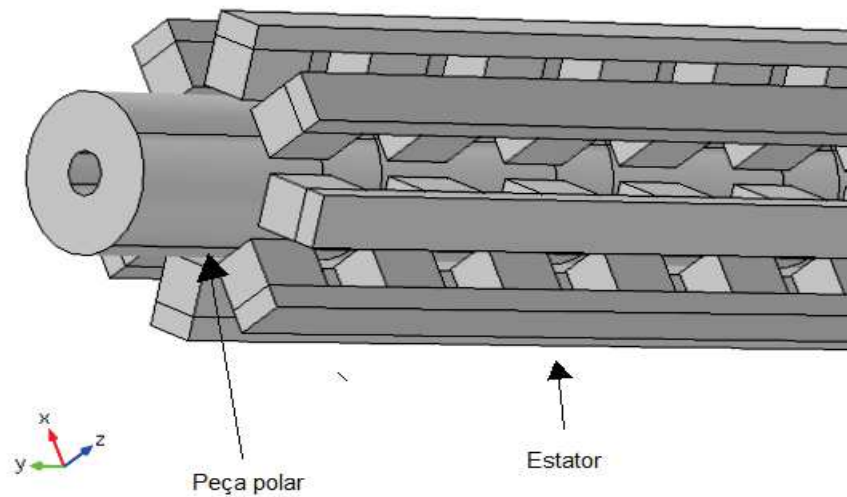


Fonte: Elaborada pelo Autor.

A Figura 5.5, F_m é a força magnetomotriz do ímã; R_s a relutância dos dentes

no estator; \mathfrak{R}_e a relutância do eixo; \mathfrak{R}_m a relutância do ímã; \mathfrak{R}_p a relutância da peça polar; \mathfrak{R}_g a relutância do entreferro; \mathfrak{R}_n a relutância do núcleo do estator. A estrutura em estudo exige uma abordagem tridimensional, como pode ser visto na Figura 5.6.

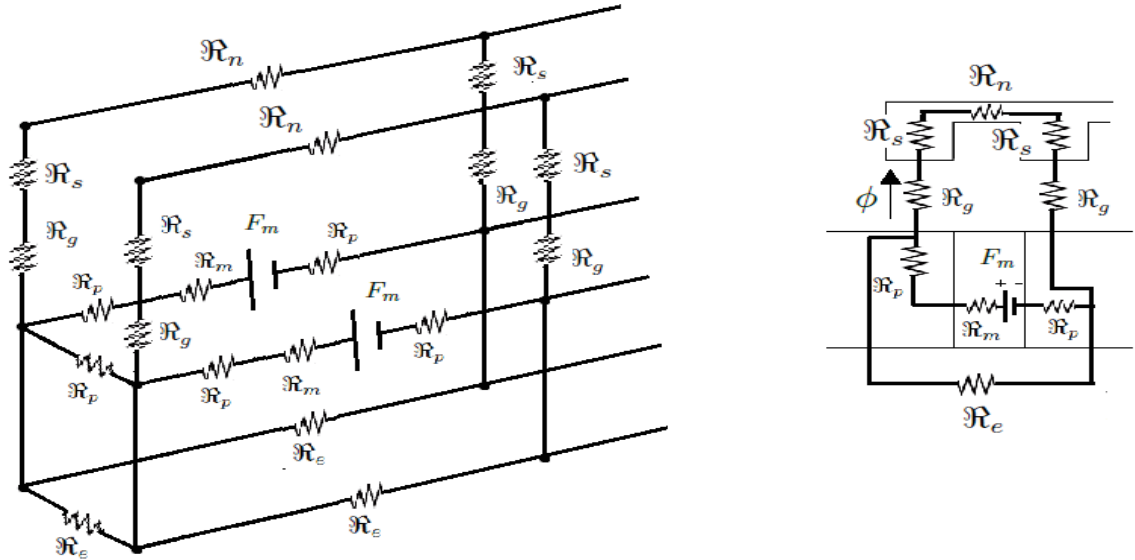
Figura 5.6: Característica tridimensional da máquina em estudo.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Considerando apenas um pólo da máquina, a Figura 5.7 nos dá uma noção de profundidade, e permite avaliar as relutâncias considerando dois braços estáticos e suas conexões magnéticas. Para simplificação de cálculos, as relutâncias do circuito magnético equivalente são calculadas considerando apenas um braço estático. Desta forma, as relutâncias que ficam localizadas no eixo móvel da máquina, são calculadas usando uma aproximação de $1/8$ do seu valor total, já que os demais braços estáticos não são levados em conta.

Figura 5.7: Circuito magnético equivalente considerando as relutâncias de dois braços estatóricos.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Fazendo as devidas adequações das unidades, as relutâncias são calculadas pelas fórmulas:

$$\mathcal{R}_m = \frac{\tau_m}{\mu_0 \mu_m \frac{\pi(r_2 - r_1)^2}{8}} \quad (5.2)$$

$$\mathcal{R}_g = \frac{g}{\mu_0 \mu_{ar} \tau_m e_1} \quad (5.3)$$

$$\mathcal{R}_s = \frac{h_3}{\mu_0 \mu_p \tau_m e_1} \quad (5.4)$$

$$\mathcal{R}_p = \frac{\tau_p / 3}{\mu_0 \mu_p \frac{\pi(r_2 - r_1)^2}{8}} \quad (5.5)$$

$$\mathfrak{R}_n = \frac{\tau_m}{\mu_0 \mu_p e_1 h_2} \quad (5.6)$$

$$\mathfrak{R}_e = \frac{\tau_p}{\mu_0 \mu_p \frac{\pi(r_1)^2}{8}} \quad (5.7)$$

Considerando os valores de permeabilidade mostrados na Tabela 5.3, e os valores mostrados nas Tabelas 5.1 e 5.2, é possível calcular todos os valores das relutâncias. As relutâncias calculadas estão apresentadas na Tabela 5.4.

Tabela 5.3: Valores das permeabilidades relativas.

Parâmetro	Valor	Descrição
μ_m	1,05	Permeabilidade magnética relativa do ímã
μ_p	2500	Permeabilidade magnética relativa da peça polar
μ_{ar}	1	Permeabilidade magnética relativa do ar

Tabela 5.4: Relutâncias calculadas.

Relutâncias	Valor (Ae/Wb)
\mathfrak{R}_m	$1,8272 \times 10^8$
\mathfrak{R}_g	$4,1447 \times 10^6$
\mathfrak{R}_p	$7,6740 \times 10^4$
\mathfrak{R}_s	$1,9065 \times 10^4$
\mathfrak{R}_n	$7,7166 \times 10^4$
\mathfrak{R}_e	$3,8907 \times 10^9$

A relutância aproximada por polo pode ser calculada pela fórmula:

$$\mathfrak{R} = \mathfrak{R}_m + 2\mathfrak{R}_p + 2\mathfrak{R}_g + 2\mathfrak{R}_s + \mathfrak{R}_n = 1,9128 \times 10^8 \text{ [Ae/Wb]} \quad (5.8)$$

De posse das relutâncias, um circuito que nos dê uma aproximação do fluxo máximo que enlaça as bobinas foi deduzido, e, a partir dele, o valor de fluxo máximo enlaçando as bobinas foi calculado. O valor de fluxo máximo calculado usando as leis de Kirchhoff para circuitos elétricos:

$$\phi_{max} = 5,474 \times 10^{-5} \text{ [Wb]} \quad (5.9)$$

A força eletromotriz $\nu(t)$ induzida em cada bobina contendo N espiras é dada pela fórmula:

$$\nu(t) = -N \frac{d\phi(t)}{dt} \quad (5.10)$$

Expandindo a Equação 5.11 e deixando-a em também em função do deslocamento $z(t)$, tem-se:

$$\nu(t) = -N \frac{d\phi(z)}{dz} \frac{dz(t)}{dt} \quad (5.11)$$

na qual,

$$v(t) = \frac{dz(t)}{dt} \quad (5.12)$$

A velocidade $v(t)$ é função do curso total do eixo (τ_c) e da frequência mecânica do movimento f_m . Considerando $f_m = 15$ Hz e $\tau_c = 32$ mm, temos:

$$v_{max} = 32 \times 10^{-3} \times 15 = 0,48 \text{ m/s} \quad (5.13)$$

Por simplicidade matemática, e por possuir um conteúdo harmônico não significativo, considerou-se uma distribuição senoidal de fluxo magnético [17]. Com isso, é possível chegar na equação:

$$\nu(t) = -N \frac{d[\phi_{max} \sin(\omega z)]}{dz} v(t) \quad (5.14)$$

Com isso, tem-se:

$$v(t) = -N\omega\phi_{max} \cos(\omega z)v(t) \quad (5.15)$$

$$v_{max} = -N\omega\phi_{max}v_{max} \quad (5.16)$$

Tem-se, para cada bobina:

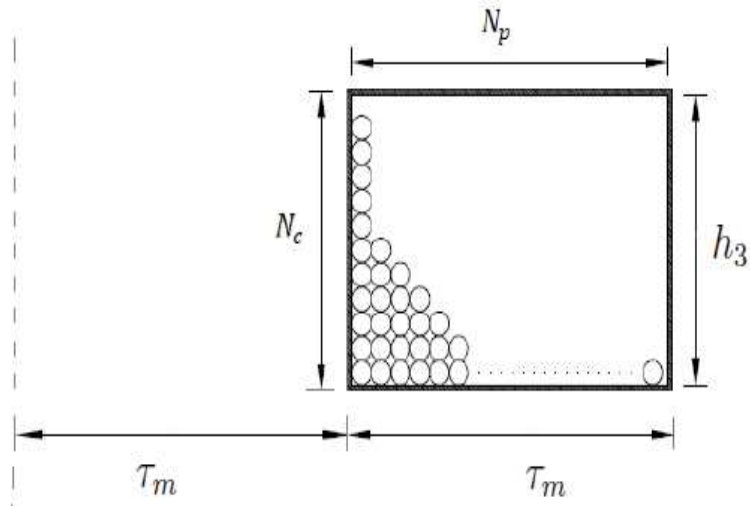
$$|v_{max}| = N \frac{2\pi}{32 \times 10^{-3}} \times 5,474 \times 10^{-5} \times 0,48 \quad (5.17)$$

$$|v_{max}| = 0,0052N \text{ [V]} \quad (5.18)$$

5.4.2 Especificações iniciais

Considerando os ímãs disponíveis para compra, bem como os materiais das partes estáticos, com um número de braços estáticos (N_e) igual a 8, e o número de bobinas (N_b) igual a 40, teremos a tensão máxima gerada pela máquina, já que as bobinas são conectadas em série, dada pela fórmula $V_{max} = 0,0052NN_b$, sendo N o número total de espiras em cada bobina. Para que seja definida a corrente máxima na máquina, deduz-se um cálculo baseado no número máximo de condutores em cada bobina da máquina. Considerando a Figura 5.8, podemos chegar a uma equação que relaciona o número total de espiras possível para cada bobina.

Figura 5.8: Empilhamento dos condutores para cada bobina da máquina.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

N_p é o número de condutores em paralelo, e N_c o número de condutores em camadas. Considerando d_c como sendo o diâmetro do condutor, podemos calcular:

$$N_P = \frac{\tau_m}{d_c}, \quad (5.19)$$

$$N_C = \frac{h_3}{d_c}, \quad (5.20)$$

$$N_{max} = N_P N_C = \frac{\tau_m h_3}{d_c^2}, \quad (5.21)$$

na qual, o número máximo de espiras por bobina (N_{max}), N_P e N_C devem ser arredondados para números inteiros. O comprimento total do condutor para cada bobina é dado pela fórmula:

$$l_c = 2N_c \sum_{i=0}^{N_p-1} (\tau_m + e_1 + 2d_c^i), \quad (5.22)$$

na qual, $d_c^0 = 0$, e, para $i > 0$, $d_c^i = d_c$. Desta forma, a resistência elétrica de cada bobina pode ser obtida fazendo:

$$R_{bob} = 4\rho_{cu} \frac{l_c}{\pi d_c^2} \quad (5.23)$$

A corrente máxima na máquina, considerando 40 bobinas ligas em série e tendo em vista o circuito elétrico equivalente da máquina apresentado no Capítulo 3, é dada pela expressão:

$$I_{max} = \frac{V_{max}}{R_{bob}} \quad (5.24)$$

$$I_{max} = \frac{0,0052N}{R_{bob}} \quad (5.25)$$

Sendo assim, especifica-se para o modelo idealizado da máquina os valores apresentados na Tabela 5.5.

Tabela 5.5: Especificações para a máquina linear.

Descrição	Valor/estimativa
Frequência	15 [Hz]
Tensão máxima	$0,0052NN_b$ [V]
Corrente máxima	$0,0052N/R_{bob}$ [A]
Potência máxima	$E_{max}I_{max}$ [W]

E_{max} e I_{max} são, respectivamente, a tensão e a corrente máxima gerada pela máquina. Utilizando as relações apresentadas anteriormente, obtém-se um valor máximo para a corrente ($I_{max} = 2,65$ A), para a tensão ($E_{max} = 20$ V), e para a potência ($P_{max} = 52,98$ W). Com o valor da potência máxima, e da massa equivalente da máquina, calculada na seção 5.4, obtém-se o valor de potência massiva máxima igual a 23,34 kg/kW. A partir dos cálculos efetuados, foram obtidas relações que comprovam que a potência da máquina projetada é diretamente proporcional a sua quantidade de cobre. Testes para diferentes valores de N e de N_b

serão feitos mais a frente. Outra variável importante é a frequência mecânica de operação da máquina, aqui definida como 15 Hz. Este valor é alto, e para os testes físicos da máquina uma frequência menor foi usada. Outra dimensão importante para a máquina é o comprimento do entreferro, aqui calculado com $g = 1$ mm, que no momento da construção e dos testes físicos teve que ser alterado, modificando a potência máxima obtida. Alterações de projeto, que passam por adequações de algumas características estruturais e de funcionamento da máquina, e que serão discutidas mais a frente, possibilitam o alcance de maiores valores de tensão induzida.

5.5 Avaliação do projeto através de cálculo de campo

Através de um cálculo de campo, é possível analisar algumas variáveis de interesse, que influenciam diretamente nas decisões de projeto. Alterações foram feitas conforme os resultados obtidos a partir do estudo de campo. Em um primeiro momento, as correntes nos enrolamentos foram ignoradas e definidas com valor zero. As equações aplicadas eram suficientes para cálculos magnetostáticos, com a obtenção de valores do potencial escalar magnético V_m ao longo das estruturas.

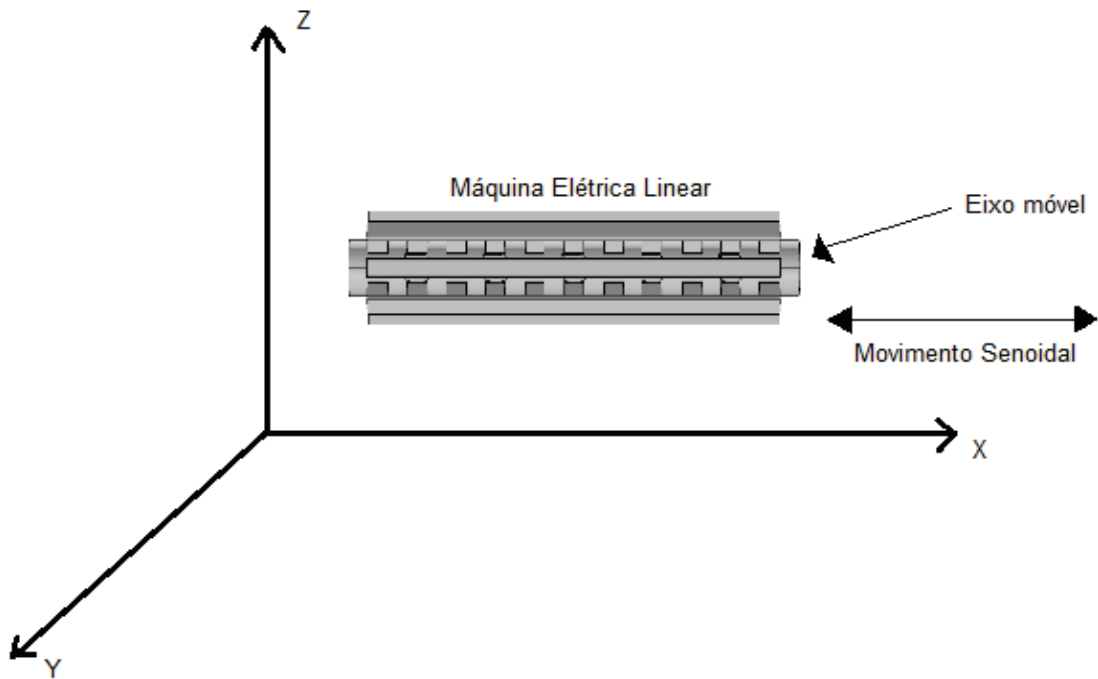
Definindo o operador ∇ como na Equação (5.26) em função das coordenadas espaciais definidas no plano apresentado na Figura 5.9, no qual $\hat{x} = (1, 0, 0)$, $\hat{y} = (0, 1, 0)$, $\hat{z} = (0, 1, 0)$, o potencial escalar magnético pode ser calculado fazendo:

$$\nabla = \hat{x} \frac{\partial}{\partial x} + \hat{y} \frac{\partial}{\partial y} + \hat{z} \frac{\partial}{\partial z}, \quad (5.26)$$

$$-\nabla \mu \nabla V_m - \mathbf{B}_r = 0, \quad (5.27)$$

na qual μ é a permeabilidade relativa do meio, e \mathbf{B}_r é a densidade de fluxo remanescente nos ímãs.

Figura 5.9: Sistema de coordenadas espaciais.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A simulação considera condições de contorno e as características pontuais para uma modelagem magnetostática. Equações para solução do potencial magnético nos diferentes domínios devem ser adicionadas, elas definem as propriedades do material e a relação constitutiva para a densidade de fluxo magnético. A condição de contorno imposta na simulação refere-se ao potencial escalar magnético, no qual:

$$V_{m0} = 0 \quad (5.28)$$

A princípio, está sendo desconsiderado o cálculo de corrente induzida. Em problemas magnetostáticos, onde não há correntes elétricas presentes, é possível formular e resolver o problema considerando:

$$\nabla \cdot (\mu_0 \mu_r \mathbf{H}) = 0 \quad (5.29)$$

Isto implica que o potencial magnético escalar V_m pode ser definido a partir relação:

$$-\mathbf{H} = -\nabla \cdot V_m \quad (5.30)$$

Que é análoga à definição do potencial elétrico para campos elétricos estáticos, mostrado no Apêndice A. Usando a relação constitutiva:

$$\mathbf{B} = \mu_0(\mathbf{H} + \mathbf{M}), \quad (5.31)$$

a equação:

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0, \quad (5.32)$$

torna-se:

$$-\nabla \cdot (\mu_0 \nabla V_m - \mu_0 \mathbf{M}) = 0, \quad (5.33)$$

que é a equação diferencial usada para modelagem magnetostática na ausência de corrente elétrica. A relação constitutiva para definições dos ímãs é:

$$\mathbf{B} = \mu_0 \mu_r \mathbf{H} + \mathbf{B}_r \quad (5.34)$$

O cálculo para estudo da distribuição estática de fluxo na máquina tem uma modelagem definida. O passo seguinte foi considerar movimento mecânico para o eixo móvel da máquina. Para tal, o recurso de multifísica foi usado. Isto permitiu a utilização das equações mecânicas e elétricas ao mesmo tempo. A problemática surgiu quando foi preciso aliar essa distribuição de fluxo magnético calculado a um movimento linear. À medida que a posição do eixo móvel se altera, a distribuição

de fluxo também muda. Nesta etapa de projeto, foi desconsiderada a ação da força entregue pelo sistema mecânico acionante. A variação da posição do eixo de excitação magnética da máquina foi imposta a partir de uma equação senoidal, visando a aproximação do comportamento físico do sistema acionante. A Equação 5.35 está relacionada com a equação de posição definida para a biela-manivela no Capítulo 2. Sendo assim, definiu para a posição do eixo móvel:

$$x(t) = \frac{\tau_c}{2} \sin(\omega t) \quad (5.35)$$

Foi necessária, então, a definição de algumas condições de fronteira de continuidade, que permitam o cálculo de distribuição de fluxo para as várias posições do eixo móvel da máquina. A partir daí foi possível calcular correntes e tensões induzidas, bem como a força de reação no estator. Tais cálculos serão feitos através da resolução das *Equações de Maxwell*, formuladas usando o vetor potencial magnético. Para cálculo de correntes induzidas nas bobinas, é usado o potencial escalar, com as variáveis dependentes. Em problemas deste tipo, é possível formular e resolver o problema considerando:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) + \mathbf{J}_e, \quad (5.36)$$

$$\nabla \times (\mu_0^{-1} \mu_r^{-1} \mathbf{B}) - \sigma \mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J}_e, \quad (5.37)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A}, \quad (5.38)$$

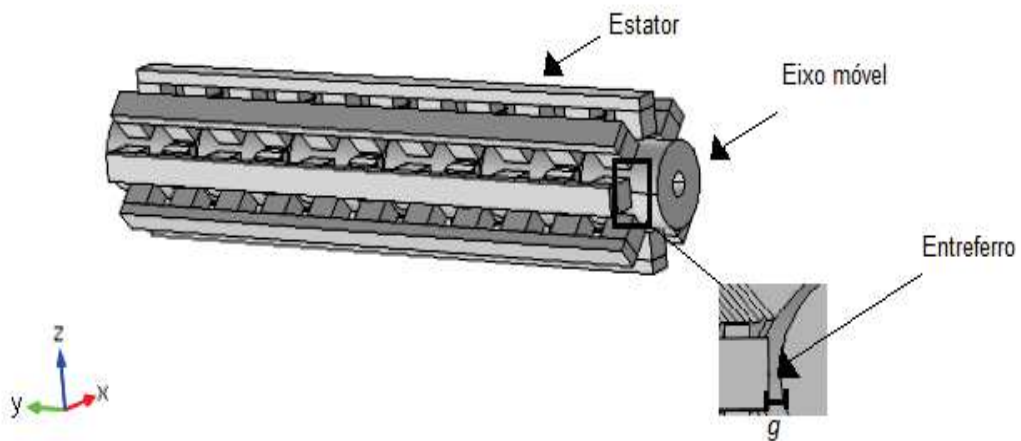
$$\nabla \times \mathbf{E} = \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (5.39)$$

nas quais \mathbf{E} é o campo elétrico, \mathbf{J}_e densidade de corrente externa induzida, \mathbf{v} velocidade referencial do condutor e \mathbf{A} é o vetor de potencial magnético. A condi-

ção de contorno imposta na simulação refere-se ao vetor de potencial magnético, na qual:

$$\mathbf{A}_0 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.40)$$

Figura 5.10: Partes da máquina linear: estator, eixo móvel e entreferro.

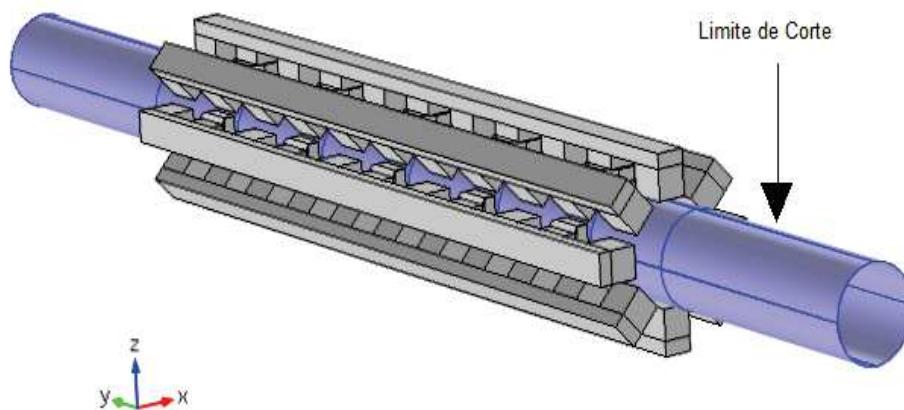


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Na máquina elétrica linear em questão, há duas partes: o estator e o eixo móvel, separados por um espaço de ar (entreferro), que permite o movimento do eixo móvel (Figura 5.10). A interface multifísica considera uma abordagem com malhas móveis para modelar o movimento do eixo móvel. A geometria é cortada, ao longo do intervalo de ar, em duas regiões. Uma das regiões contém o estator, e a outra o eixo móvel. As definições de movimento são aplicadas às duas partes,

separadamente. Durante a simulação, a região que contém o estator se mantém estável, enquanto que a região que contém o eixo móvel se move. As duas partes com as malhas correspondentes estão sempre em contato com um limite de corte, definido como mostrado na Figura 5.11.

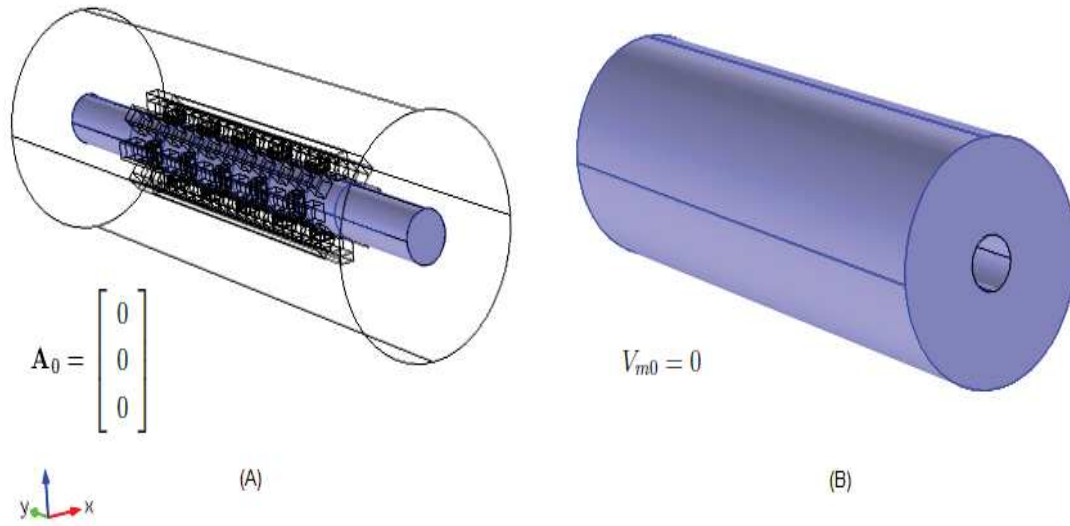
Figura 5.11: Limite de corte que separa o eixo móvel do estator.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

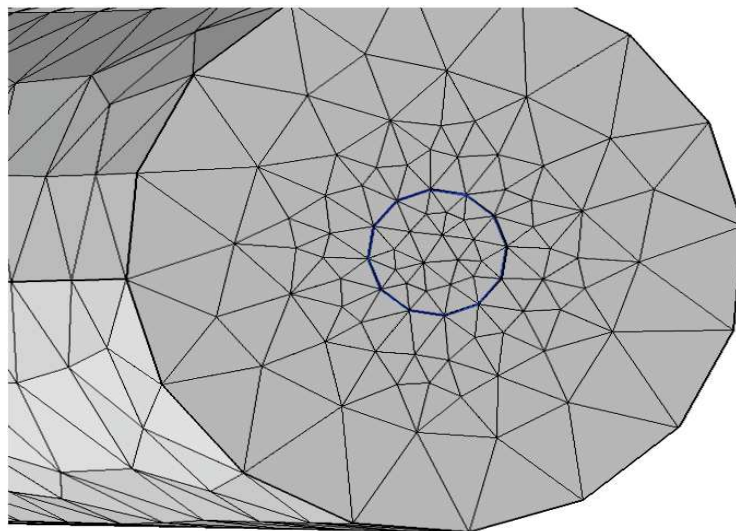
O passo seguinte é finalizar a modelagem unindo todos os objetos às suas respectivas regiões e defini-los como um objeto único. As partes móveis e estáticas devem ser definidas separadamente, e depois agrupadas em uma montagem que possibilite a interação entre elas. Usando uniões e outras operações, um único objeto é criado para as regiões fixas e outro para as regiões móveis (Figura 5.12). Em seguida aplica-se uma definição de montagem, que habilita a interação eletromagnética entre as duas fronteiras adjacentes que delimitam as regiões móveis e estáticas da estrutura.

Figura 5.12: Regiões definidas como objeto único: (A) Objeto obtido a partir das regiões móveis. (B) Objeto obtido das regiões estáticas.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 5.13: Região de fronteira em azul, separando os elementos móveis e estáticos da estrutura.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

As regiões móveis e estáticas são refinadas separadamente, tal como indicado na Figura 5.13. A área destacada em azul é um par de fronteiras adjacentes que possibilitam a interação eletromagnética entre as regiões. Durante a o deslocamento linear, as malhas deslizam umas sobre as outras, mantendo-se em contato eletromagnético através da área indicada. A interface de simulação eletromagnética resolve as *Equações de Maxwell* para calcular a distribuição do campo eletromagnético. Uma vez que os campos são conhecidos, as variáveis de interesse podem ser calculadas. Nas análises dependentes do tempo, a interface aplica uma aproximação quase estática, que negligencia a densidade de corrente de deslocamento. Em outras palavras, a interface assume que os efeitos capacitivos na máquina são desprezíveis. Com esta aproximação, todos os correntes na máquina são obtidas ou a partir da definição da excitação externa dos enrolamentos, ou são correntes de *Foucault* induzidas nas partes condutoras da máquina. As partes não condutores, como a abertura de ar, não carregam qualquer densidade de corrente. São usadas duas abordagens para cálculo das *Equações de Maxwell*: a formulação do vetor potencial magnético, e a formulação do potencial magnético escalar. O vetor potencial magnético A é introduzido a partir de uma abordagem que define a densidade de fluxo magnético e o campo elétrico como:

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \quad (5.41)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (5.42)$$

Estando definidos \mathbf{B} e \mathbf{E} , podemos obter as equações que dizem respeito, respectivamente, a Lei de Faraday, e a Lei de Gauss, que são escritas como:

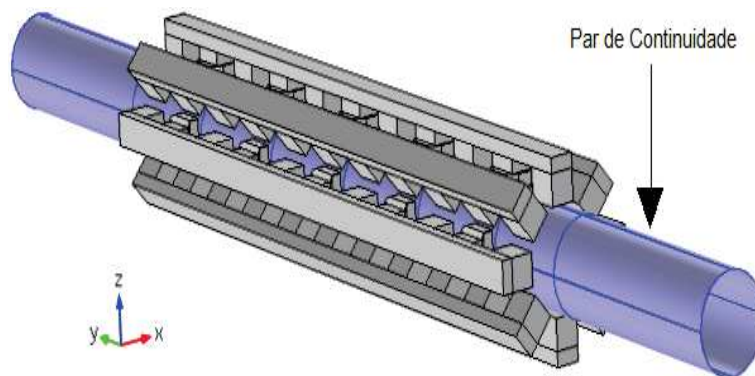
$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (5.43)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (5.44)$$

No ambiente multifísica usado, há duas interfaces diferentes, que calculam separadamente o vetor potencial magnético A e o potencial escalar V . O cálculo do potencial escalar só pode ser feito em regiões onde não há densidade de corrente. O vetor potencial magnético é calculado para regiões onde há densidade de corrente. Em comparação com o cálculo do vetor potencial magnético, o cálculo do potencial escalar introduz menos graus de liberdade, e leva a uma resolução mais simples. A desvantagem evidente é que a interface de cálculo do potencial escalar magnético só pode ser usado na ausência de correntes. Normalmente, essa condição iria restringir a aplicabilidade a casos especiais, como estudos estacionários de ímãs permanentes. Entretanto, graças à aproximação quase estática, esta formulação pode também ser aplicada a regiões não condutoras em análises dependentes do tempo.

Nas simulações feitas neste trabalho, que considera um modelo tridimensional, é necessário definir uma região de fronteira (Figura 5.14) entre as partes fixa e móvel da máquina. Nesta região são aplicadas equações que garantem um acoplamento preciso da densidade de fluxo nas duas regiões, fator primordial em simulações de máquinas elétricas.

Figura 5.14: Região limite que garante o acoplamento eletromagnético entre as regiões móveis e estáticas da estrutura.



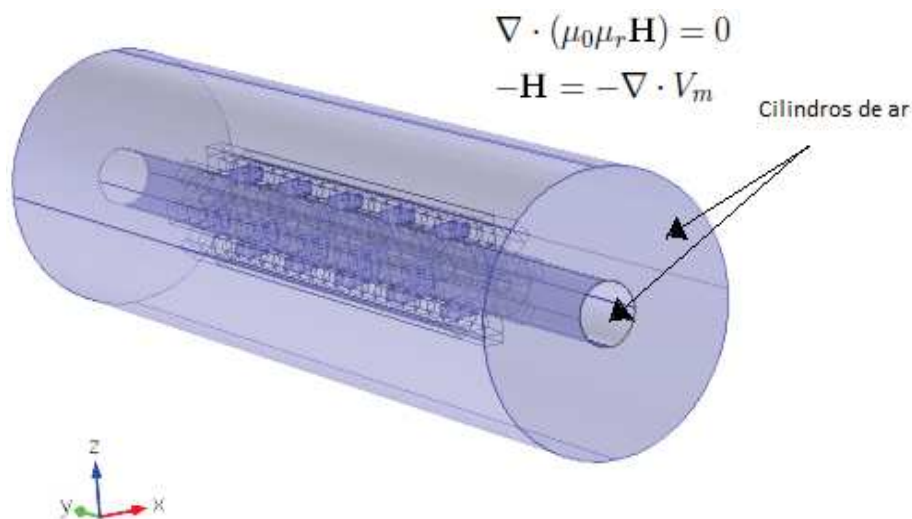
Fonte: Elaborada pelo Autor.

As duas formulações, tanto do vetor potencial magnético, como do potencial

escalar, são utilizadas em conjunto. Neste cenário, fica caracterizada uma forma de simulação nomeada formulação mista, que é particularmente útil em simulações tridimensionais. O vetor potencial magnético é definido para as regiões onde há condutores, ou transporte de corrente, e o potencial escalar para as regiões de gape de ar e de domínios não condutores.

É necessário definir uma área de confinamento de ar, onde a máquina linear será inserida. Isto cria as disposições de ar na peça, de modo a definir o entreferro, as áreas onde os cálculos de fluxo de fuga serão efetuados e as regiões de alta relutância. O tamanho desta área deve ser maior que o gerador, para que a dispersão de fluxo no ar seja fielmente representada. Devido a forma da máquina estudada, a área de ar foi escolhida como sendo cilíndrica, e pode ser vista na Figura 5.15.

Figura 5.15: Cilindros de ar usados para definir as regiões de entreferro e as áreas de alta relutância.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Para estas regiões é aplicada a lei de conservação do fluxo magnético (Lei de Gauss), regidas pelas equações 5.29 e 5.30. Define-se ainda a permeabilidade relativa do ar como sendo 1.

Outra etapa consiste na definição dos ímãs permanentes. Eles são responsá-

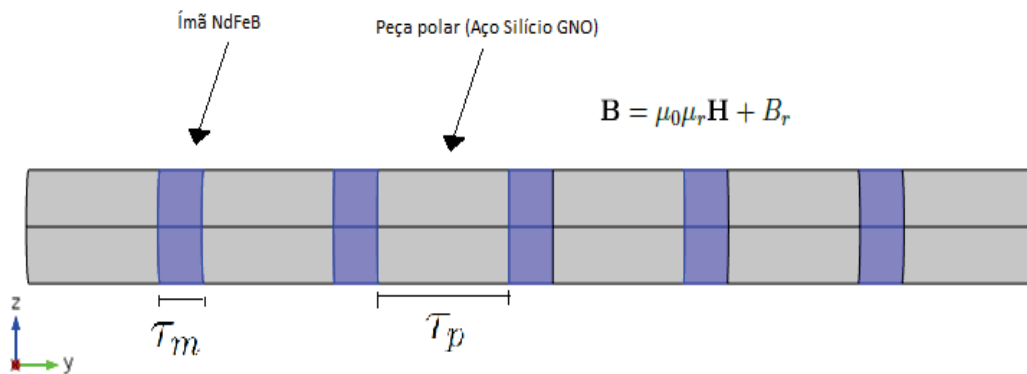
veis pela excitação magnética da máquina. Os ímãs são de Neodímio-Ferro-Boro, possuem magnetização axial, e são definidos a partir dos parâmetros retirados do catálogo do vendedor, visto em [32], e mostrados na Tabela 5.6. O vetor de ímãs que compõe o eixo da máquina é definido como na Figura 5.16. O comprimento de cada ímã é 16 mm. Os ímãs são separados por uma peça polar de aço silício de grão não orientado, de formato cilíndrico e comprimento 48 mm. A relação constitutiva para os ímãs é dada pela Equação 5.45:

$$\mathbf{B} = \mu_0\mu_r\mathbf{H} + B_r \quad (5.45)$$

Tabela 5.6: Parâmetros do Ímã Neodímio-Ferro-Boro usados na simulação.

Parâmetro	Valor	Descrição
B_r	1,32 T	Fluxo remanente do ímã
μ_r	1,05	Permeabilidade relativa do ímã

Figura 5.16: Eixo da máquina com ímãs de NdFeB, e peças polares de Aço Silício Grão Não-Orientado.

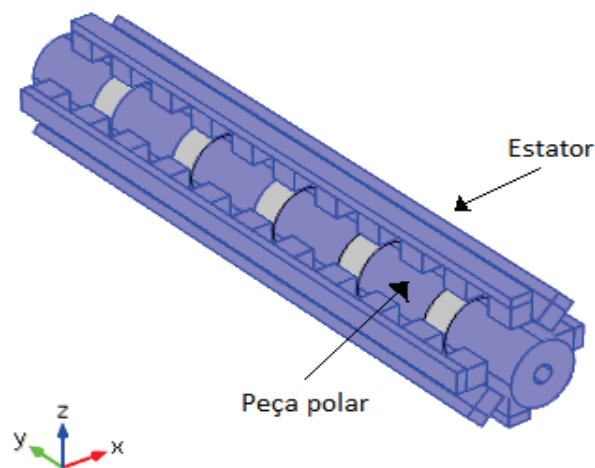


Fonte: Elaborada pelo Autor.

O próximo passo diz respeito a definição dos domínios correspondentes ao estator da máquina e aos passos polares. O material dessas regiões é o aço silício de grão não orientado. As partes de aço constituem as regiões de baixa relutância,

onde está concentrada a maior densidade de fluxo magnético. Constituem o núcleo das bobinas, e a definição dessas regiões de alta permeabilidade é fundamental para bons resultados de tensão induzida. A Figura 5.17 mostra os domínios de aço silício grão não orientado.

Figura 5.17: Estator e das peças polares indicados em azul e constituídos de aço silício de grão não-orientado.



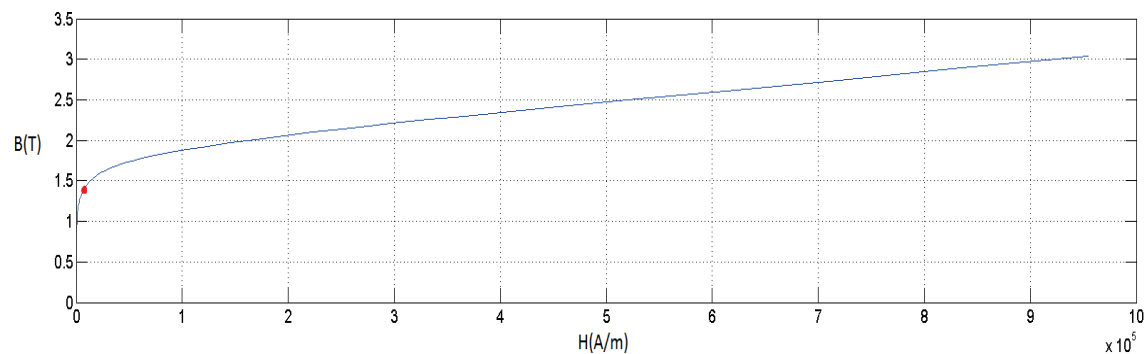
Fonte: Elaborada pelo Autor.

A simulação considera o comportamento não linear dos materiais ferromagnéticos que constituem o estator e as peças polares da máquina. O ambiente para simulação multifísica usado está bem adaptado para solução de modelos altamente não lineares. Entretanto, o resultado de simulações não lineares requerem dados de materiais bem precisos. Um problema evidente é que os materiais ferromagnéticos tem curvas de magnetização que dependem, de forma não linear, do campo de magnetização ao qual é introduzido. Também por exigir grande esforço computacional, há a dificuldade de incluir na simulação uma curva de histerese completa. Outra grande dificuldade é que os parâmetros de histerese não são diretamente mensuráveis. Medir uma curva B-H envolve equipamentos caros, e exige grande experiência. Tendo em vista tais fatores, e os objetivos do projeto em estudo,

as simulações feitas neste trabalho consideraram apenas a parte que incorpora os efeitos de saturação da curva B-H do material. Desta forma, não são incorporados os efeitos de histerese.

Com base no catálogo do fornecedor encontrado em [33], foi possível definir uma curva B-H para o aço silício de grão não orientado. A referência internacional, considerando a antiga norma AISI, para o aço usado é o M-36. Este material possui curva de saturação mostrada na Figura 5.18. A curva é obtida usando o método de interpolação, e considera uma extrapolação linear. O ponto vermelho na figura indica o ponto de operação para os ímãs permanentes, com $B_r = 1,3$ T.

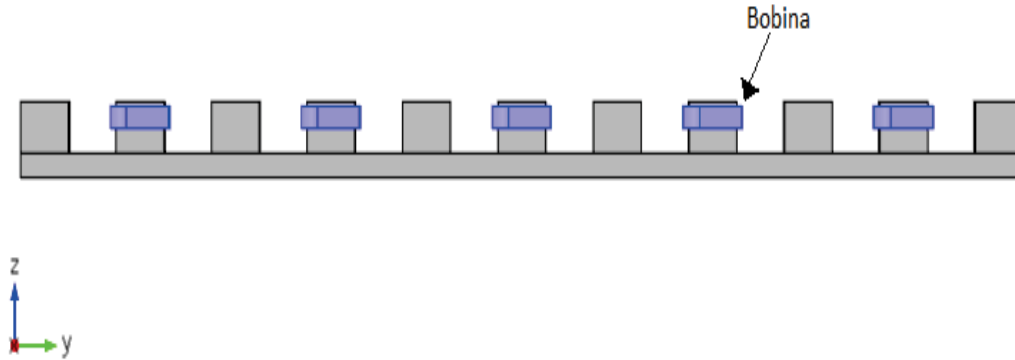
Figura 5.18: Curva B-H Aço Silício Grão Não-Orientado. Referência internacional M-36 (antiga norma AISI).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para que a simulação fique completa, falta definir os domínios onde ficarão os enrolamentos. Tais domínios podem ser vistos na Figura 6.10, para um dos oito braços da máquina. Cada braço possui cinco bobinas, totalizando quarenta bobinas na máquina. A região dos enrolamentos buscam contemplar a maior área possível, e são definidas como circulares, para uma simulação mais consistente. O material aplicado as regiões de bobina é o Cobre. Em um primeiro momento, a simulação é feita sem carga (teste de circuito aberto), e portanto não há corrente fluindo pelos enrolamentos. As Equações 5.37 e 5.42 são aplicadas aos domínios, e calculam densidade de corrente e tensão induzida nas bobinas. Os parâmetros da bobina são definidos na Tabela 5.7.

Figura 5.19: Posições de cinco bobinas em um dos braços estáticos.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Tabela 5.7: Parâmetros das Bobinas.

Parâmetro	Valor	Descrição
α_{cu}	6×10^7 S/m	Condutividade do Cobre
acu	1,31 mm ²	Área da seção transversal do fio de cobre
I_0	0 A	Corrente nos enrolamentos (circuito aberto)
N	10	Número de espiras das bobinas

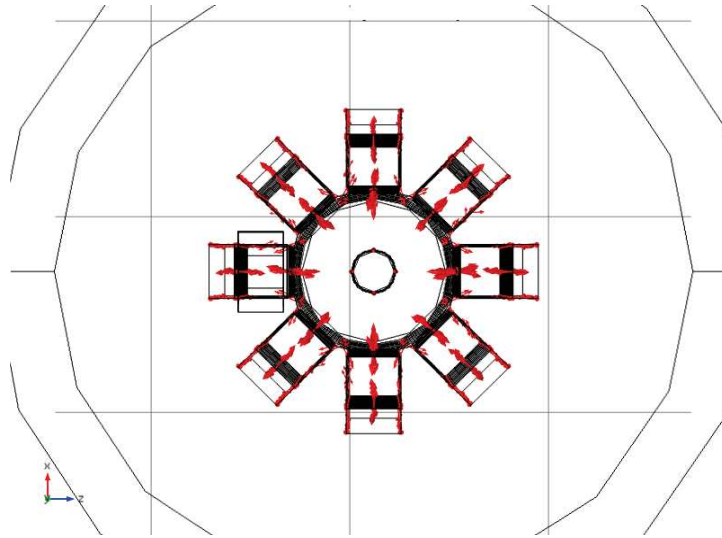
A simulação é feita usando alguns métodos numéricos específicos, e alguns valores de tolerância previamente estabelecidos, visando a estabilidade numérica. O passo de cálculo, para a análise dependente do tempo, foi adaptado aos poucos, de acordo com a qualidade dos resultados obtidos. Algumas definições inerentes ao ambiente de simulação foram aplicadas, visando a convergência do resultados. Outro aspecto importante diz respeito ao refinamento da malha computacional. Define-se o tipo e tamanho dos elementos infinitesimais que vão compor a geometria, de modo a contemplar todas as partes da estrutura, da menor à maior. Para a simulação em questão, o recomendado é uma geometria de elemento infinitesimal como sendo do tipo tetraedral. O tamanho pode variar entre fino e muito fino, a depender da capacidade computacional disponível.

5.6 Resultados

Nesta seção serão mostrados os resultados obtidos a partir da modelagem eletromagnética feita, e considerando os valores apresentados na Tabela 5.7. Todos os cálculos são tridimensionais e um total de 514720 elementos finitos foram usados na simulação, com estrutura tetraédrica, tamanho máximo de 0,033 m, e mínimo de 0,0024 m. O passo de cálculo usado na simulação dinâmica foi de 0,00026 s, com o movimento do eixo principal assumido como puramente senoidal. A amplitude do movimento foi definida em 16 mm, que é o curso total para o eixo da máquina projetada. A frequência mecânica na qual os cálculos dinâmicos foram realizados é de 15 Hz.

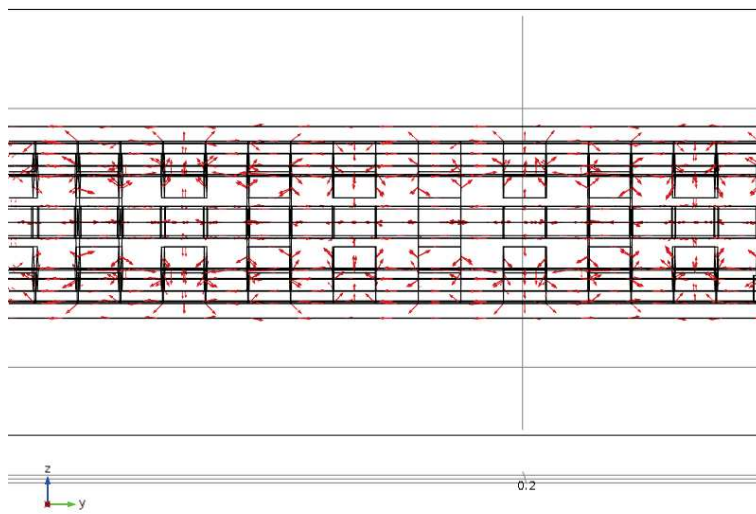
Os primeiros resultados mostram a direção das linhas de fluxo na máquina. Tal resultado é estático. Os resultados dinâmicos são mostrados mais adiante. O resultado considera uma modelagem não linear, e comprova que a abordagem tridimensional para o problema é a única opção para que se fossem reproduzidos corretamente o comportamento e os efeitos das linhas de fluxo magnético nas peças da máquina linear. A Figura 5.20 mostra o sentido das linhas de fluxo visto considerando o plano xz, enquanto que a Figura 5.21 considera o plano yz.

Figura 5.20: Direção das linhas de fluxo considerando o plano xz.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 5.21: Direção das linhas de fluxo considerando o plano yz.

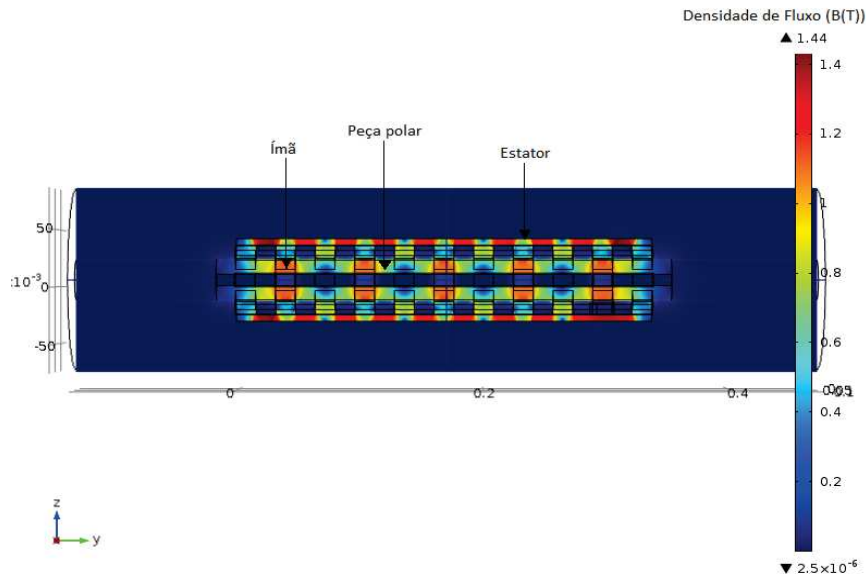


Fonte: Elaborada pelo Autor.

O resultado na Figura 5.22, diz respeito a distribuição da densidade de fluxo

nas peças estáticas, polares e nos ímãs permanentes. Uma grande densidade de fluxo magnético pode ser visto no núcleo do estator devido as dimensões reduzidas. A densidade de fluxo nos ímãs está de acordo com o previsto, o que elimina o risco de desmagnetização.

Figura 5.22: Densidade de fluxo na máquina.



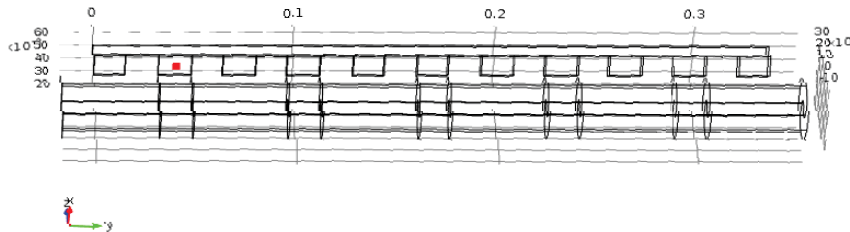
Fonte: Elaborada pelo Autor.

Considerando o ponto vermelho indicado na Figura 5.23, é possível medir o valor máximo de fluxo magnético enlaçando as bobinas. O valor medido é $\phi = 1,20656 \times 10^{-4}$ Wb. Considerando a força magnetomotriz do ímã, que é dada pela fórmula $F_{mm} = \tau_m H_c$, temos que a relutância equivalente aproximada por polo da máquina é igual a $\mathfrak{R} = F_{mm}/\phi = 1,2279 \times 10^8$ Ae/Wb. A relutância calculada tem valor aproximado da obtida na seção 5.4.1, pela Equação 5.8, que considera o circuito magnético equivalente deduzido.

Os próximos resultados são obtidos a partir de simulações dinâmicas: o movimento senoidal para o eixo de excitação magnética é imposto. A partir de um ponto vermelho localizada no núcleo de um dos polos da máquina (ver Figura

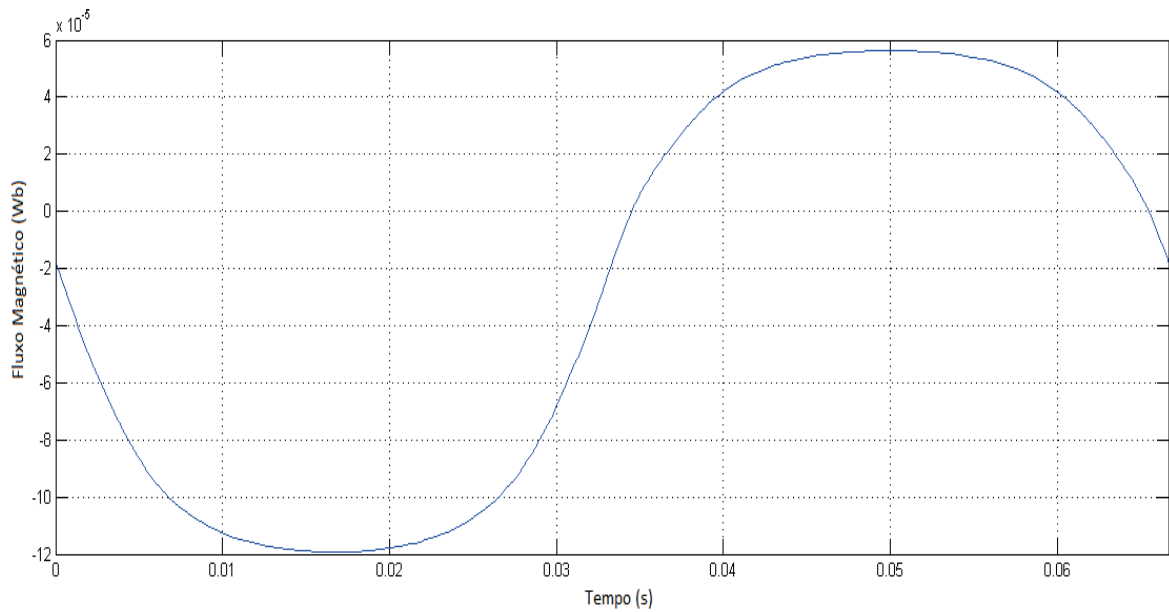
5.23), podemos obter uma curva que mostra a variação do fluxo magnético no interior da bobina (Figura 5.24).

Figura 5.23: Ponto localizado no núcleo de um polo do estator.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 5.24: Fluxo magnético no núcleo de um polo da máquina.



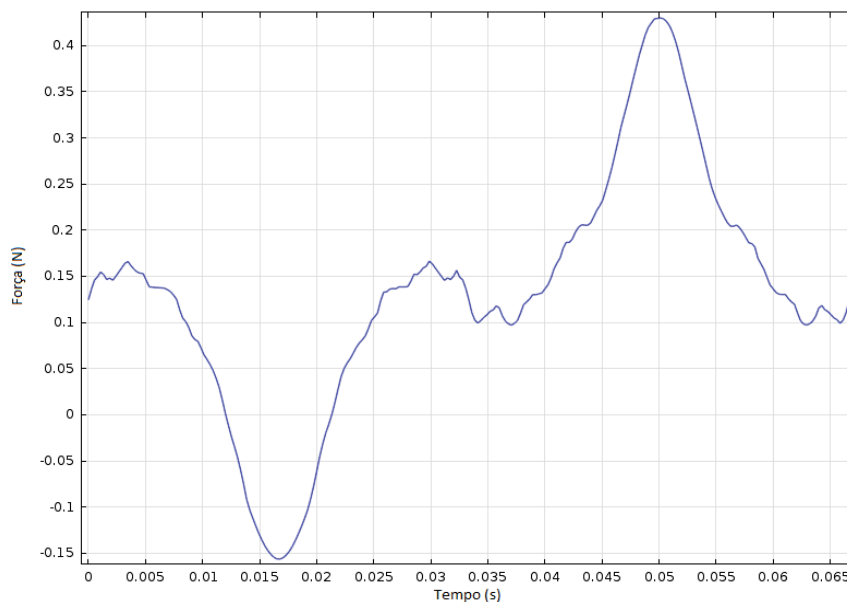
Fonte: Elaborada pelo Autor.

O fluxo magnético máximo obtido a partir da simulação é diferente quando comparado ao calculado considerando o circuito magnético equivalente deduzido.

Tal fato pode ser explicado a partir das componentes de perdas que são levadas em conta nos cálculos de campo e desprezadas nos cálculos a partir do circuito magnético equivalente. Além disso, o valor da permeabilidade magnética dos materiais são consideradas no cálculo de campo como não-lineares, o que leva a alterações do resultado final quando comparada a modelagem simplificada.

Foi realizado uma simulação da força atuando no eixo de excitação magnética, na direção do movimento (componente y), que é mostrado na Figura 5.25. Este resultado é obtido com base no que foi definido para a simulação, que considerou a imposição do movimento, descrita na seção anterior pela Equação 5.35:

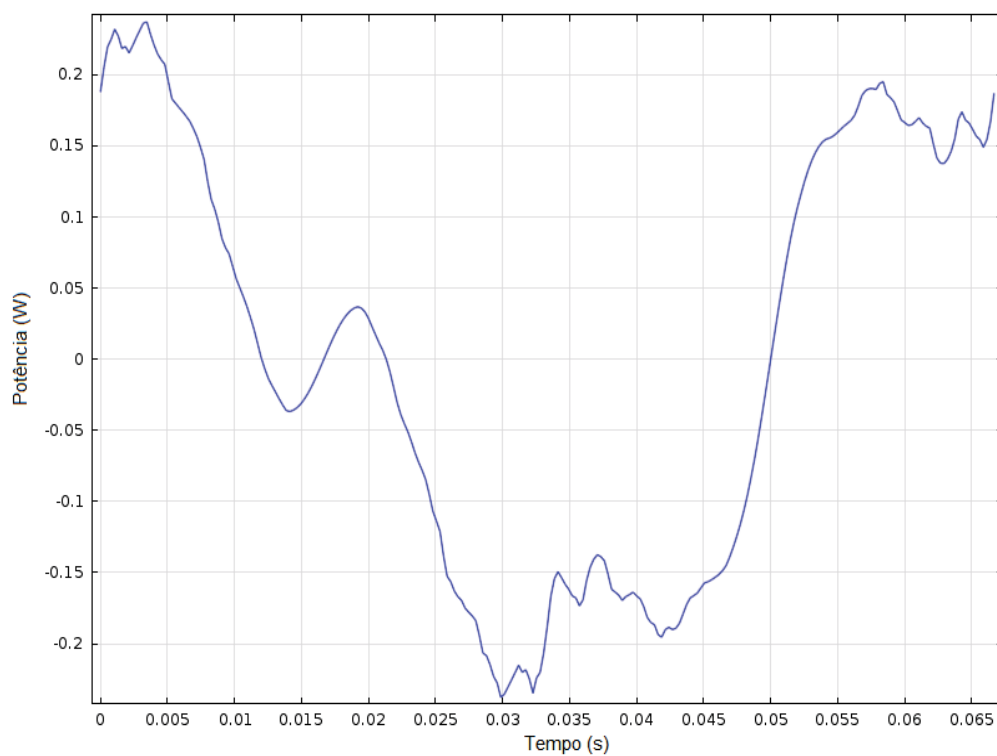
Figura 5.25: Força eletromagnética na direção do movimento (componente y).



Fonte: Elaborada pelo Autor.

De posse deste resultado, é possível calcular a potência mecânica necessária para acionar o sistema. A curva de potência pode ser vista na Figura 5.26.

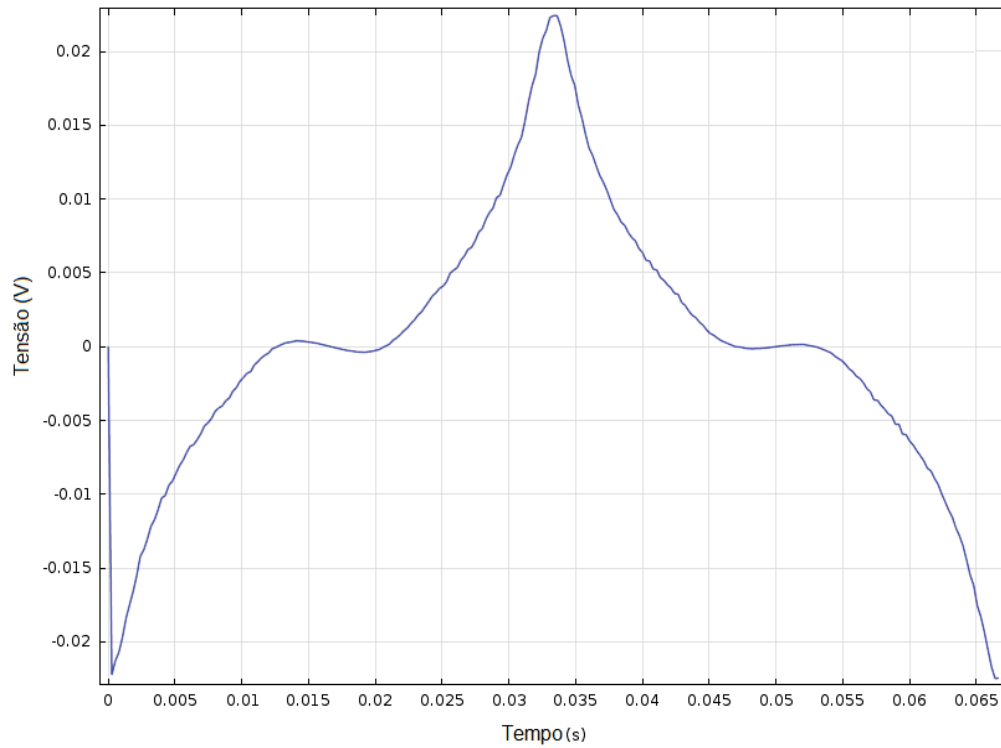
Figura 5.26: Potência mecânica necessária para acionar a máquina linear.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O primeiro resultado de tensão induzida, mostra a tensão em uma bobina, localizada em um dos braços estatóricos, e com os parâmetros mostrados na Tabela 5.7. O resultado considera um período de tempo, e pode ser vista na Figura 5.27.

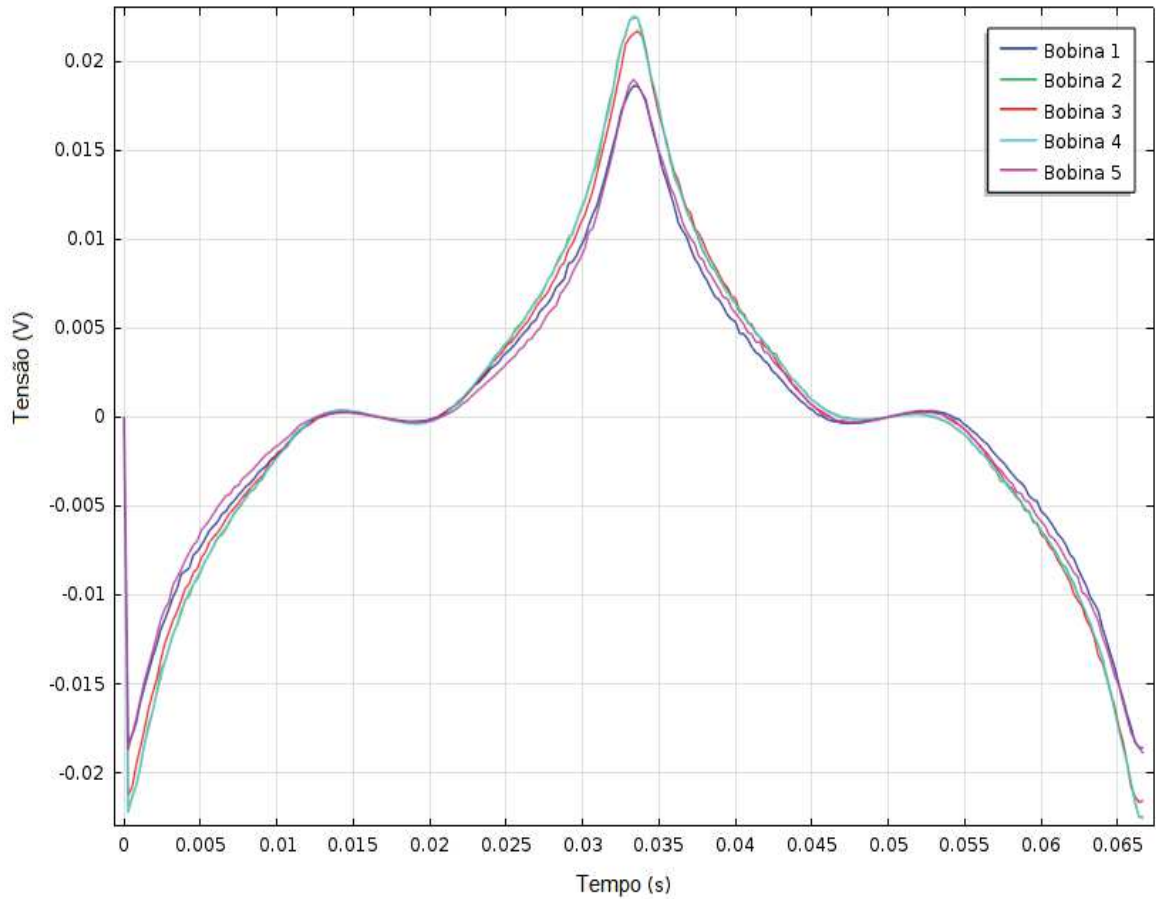
Figura 5.27: Tensão induzida numa bobina em um dos braços estatóricos, considerando um período de tempo.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O segundo resultado, visto na Figura 5.28, mostra as tensões induzidas em 5 bobinas em um dos braços estatóricos.

Figura 5.28: Tensão induzida em cinco bobinas em um dos braços estatóricos, considerando um período de tempo.

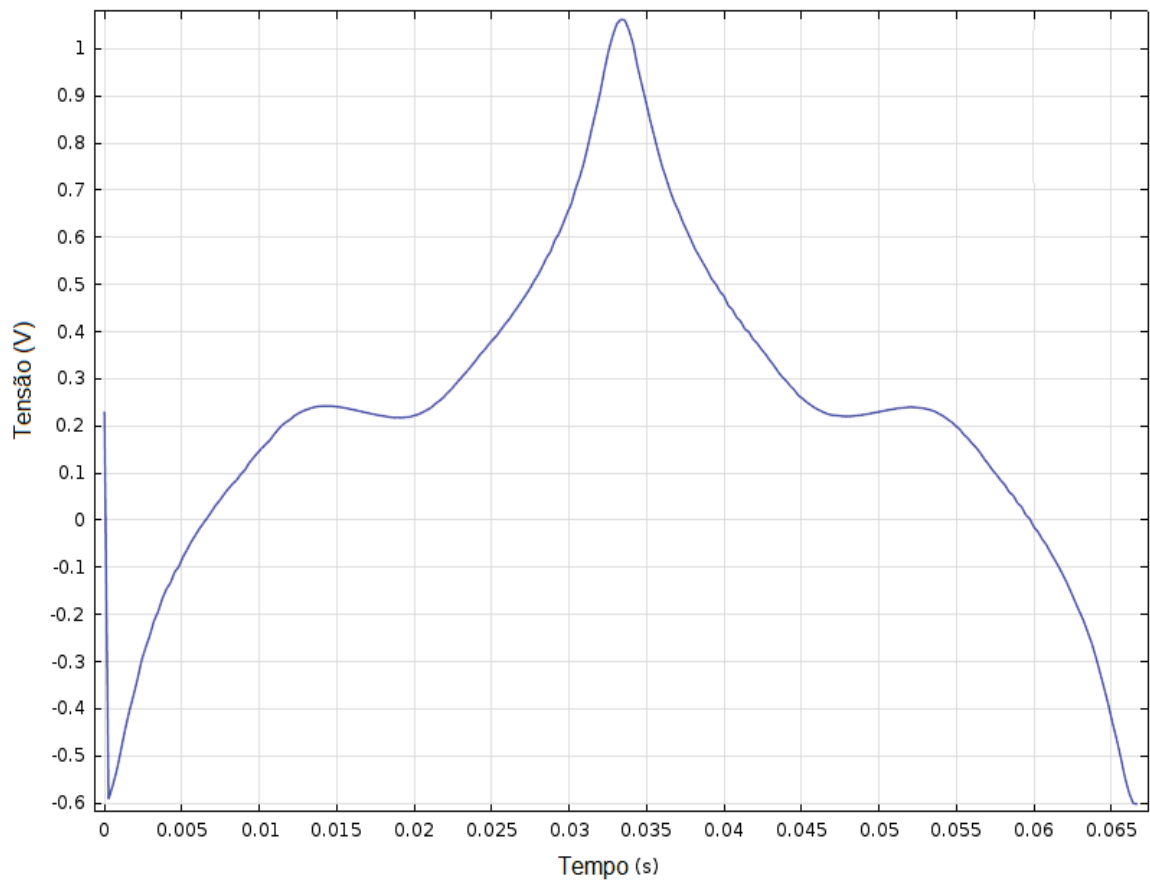


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Nota-se que a tensão induzida nas bobinas 1 e 5, tem um valor menor que as tensões induzidas nas outras bobinas. Isto ocorre pois as bobinas 1 e 5 estão localizadas nas extremidades dos braços estatóricos, o que leva a uma menor quantidade de fluxo magnético resultante enlaçado.

O terceiro resultado, visto na Figura 5.29, mostra a tensão total gerada pela máquina elétrica linear.

Figura 5.29: Tensão total gerada pela máquina elétrica linear



Fonte: Elaborada pelo Autor.

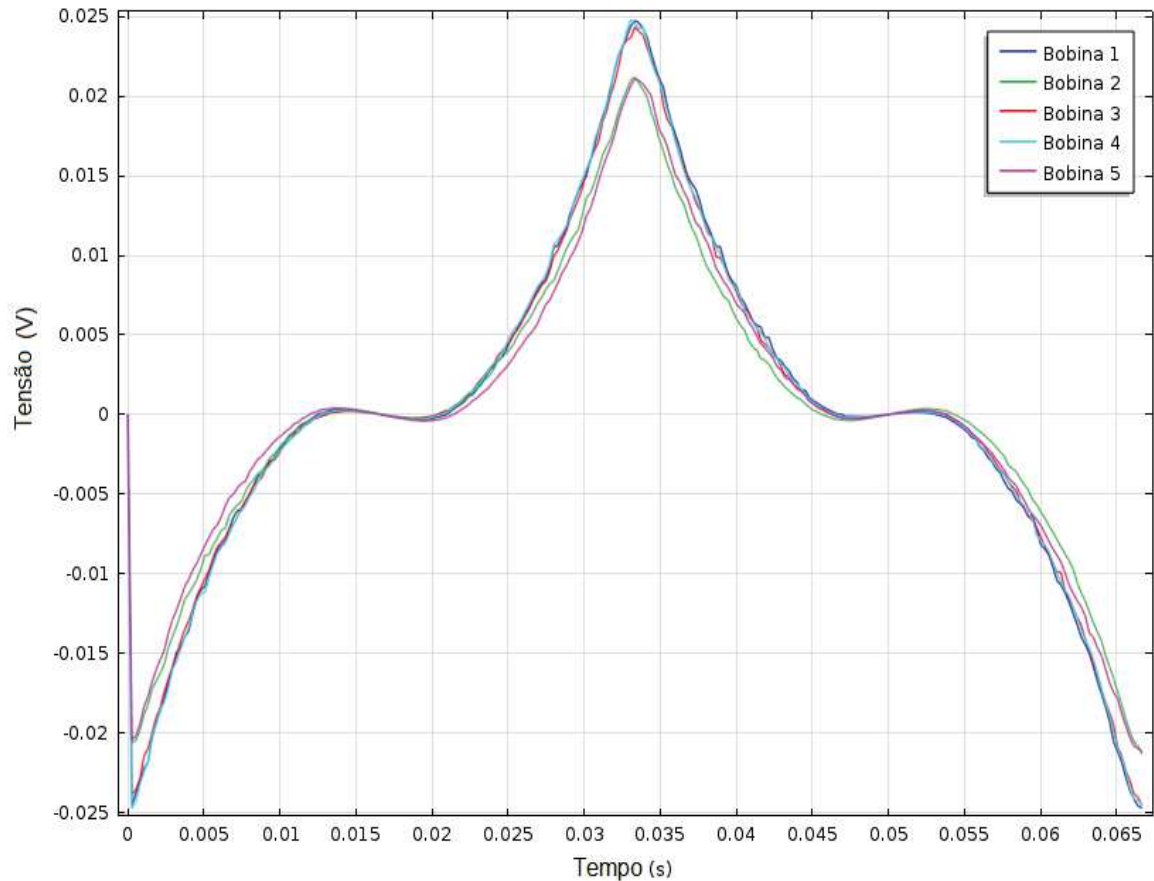
É possível montar uma tabela com os dados obtidos considerando os cálculos de campo. Os valores são mostrados na Tabela 5.8.

Tabela 5.8: Dados teóricos da máquina linear.

Descrição	Valor
Frequência	15 Hz
Tensão máxima	1,5 V
Corrente máxima	5,27 A
Potência máxima	7,9 W

Alterando o comprimento do entreferro de 1 mm para 0,5 mm e refazendo a simulação, obtém-se o resultado é mostrado na Figura 5.30.

Figura 5.30: Tensão induzida nas bobinas de um braço estatórico para um entreferro de 0,5 mm .



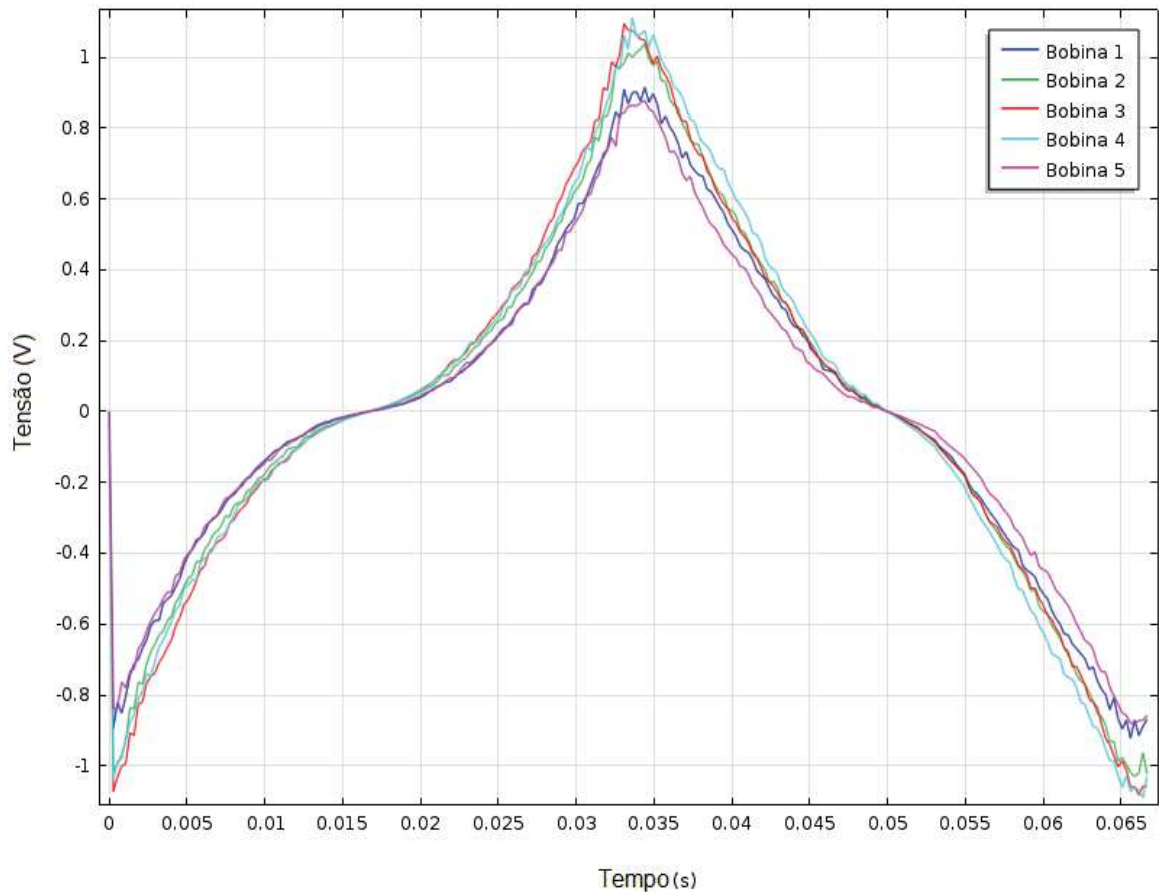
Fonte: Elaborada pelo Autor.

Como esperado, observa-se que os valores de tensão induzida aumentaram a partir da diminuição do entreferro, já que a relutância equivalente também diminuiu, e a quantidade de fluxo enlaçado é maior.

Diminuindo o número de braços estatóricos de 8 para 4, o que resulta em uma diminuição do número de bobinas para $N_b = 20$, obtém-se mais espaço para que se possa aumentar o número de espiras por bobina. Aumentando o número de

espiras para $N = 100$, e definindo o número de bobinas como $N_b = 20$, obtém-se o resultado para cinco bobinas em um braço estático mostrado na Figura 5.31.

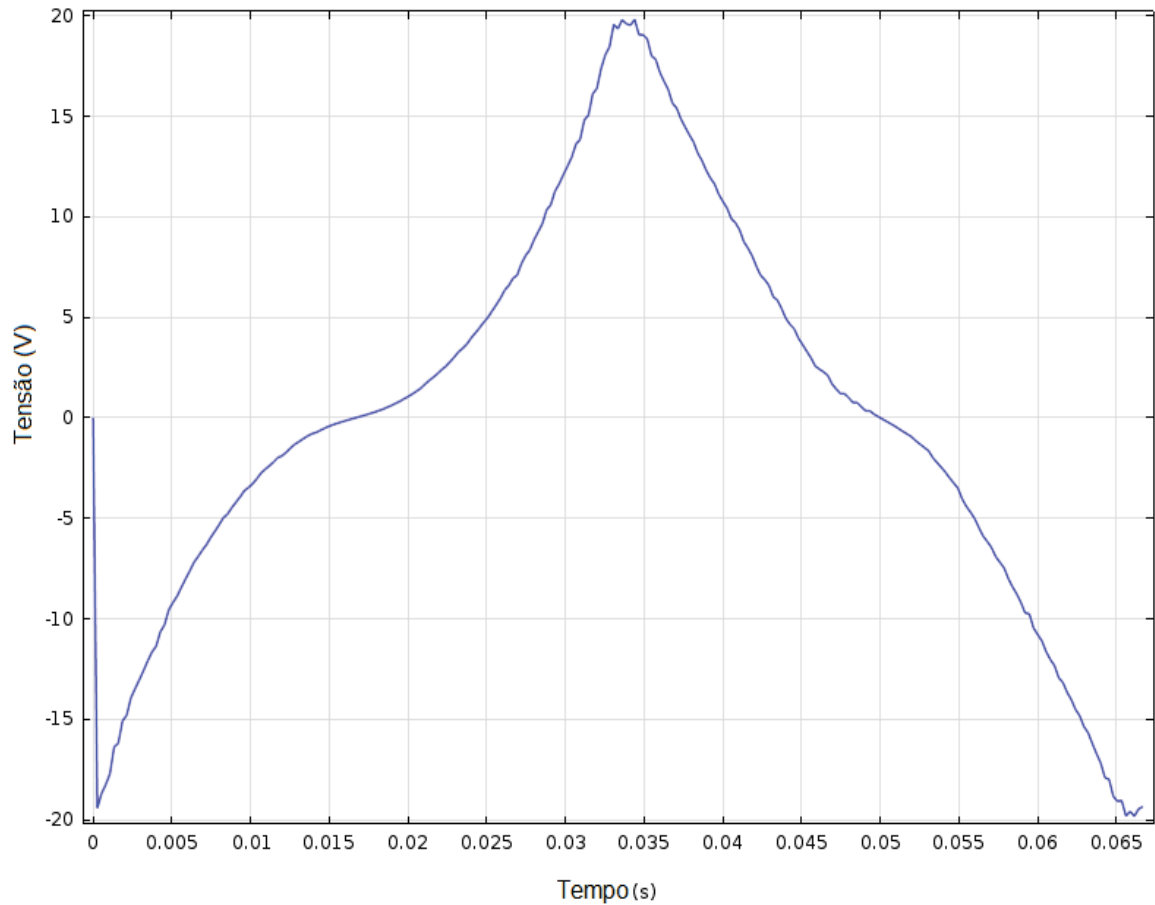
Figura 5.31: Tensão induzida em cinco bobinas em um dos braços estáticos considerando $N = 100$ e $N_b = 20$.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Percebe-se um aumento na tensão gerada por polo, a partir do aumento do número de espiras em cada bobina. Conectando as bobinas em série, é possível obter o resultado mostrado na Figura 5.32, que diz respeito a tensão total gerada pela máquina linear considerando $N = 100$.

Figura 5.32: Tensão total gerada pela máquina linear, considerando 100 espiras em cada bobina e um período de tempo.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O resultado apresentado na Figura 5.32 mostra que, como esperado, é preciso aumentar a quantidade de cobre da máquina para alcançar maiores níveis de indução. Isto leva a uma maior impedância equivalente no circuito elétrico da máquina em estudo, e o conseqüente aumento das perdas por efeito Joule. As alterações feitas levaram a uma maior dissipação de fluxo magnético, e aumenta as perdas por dispersão. Nota-se, ainda, que a forma de onda de tensão é menos distorcida quando comparada aos resultados anteriores, pois a sobreposição de espiras aumenta a área de contato magnético entre o eixo de excitação e as bobinas. A

escolha de elementos finitos menores, resultam em curvas mais suavizadas, porém resulta em um maior esforço computacional e num tempo de simulação mais longo.

5.7 Conclusões

Os cálculos iniciais dizem respeito a uma modelagem linear, que não consideram os efeitos das perdas. O cálculo de campo considera o comportamento não linear para o a indução magnética no aço silício. O método de simulação proposto considerou resultados da força de atração entre o eixo de excitação e os braços estáticos da máquina, que influencia diretamente no seu regime de operação. Por ser uma força variante no tempo, afeta diretamente a frequência mecânica de operação da máquina. O conhecimento destas características é fundamental para elaboração de estratégias de controle para o sistema de geração. A seleção de materiais para a máquina fica restrita a parâmetros como adequação eletromagnética, peso, custo e disponibilidade no mercado brasileiro. Deve-se considerar ainda ligas que apresentem boa resposta mecânica, visando maior rigidez estrutural e menor massa equivalente. O material ferromagnético utilizado para o núcleo do estator foi escolhido de modo a ter o mínimo de perdas possível. O refinamento da máquina para simulação foi feito até que se obteve resultados robustos e fisicamente consistentes. Tendo simulado a máquina, o próximo passo é o projeto e construção de uma bancada de testes para comprovação da teoria. O capítulo seguinte mostra a forma como a bancada de testes foi fabricada, trazendo detalhes construtivos da máquina linear e de todo aparato mecânico usado nos testes de conceito.

Capítulo 6

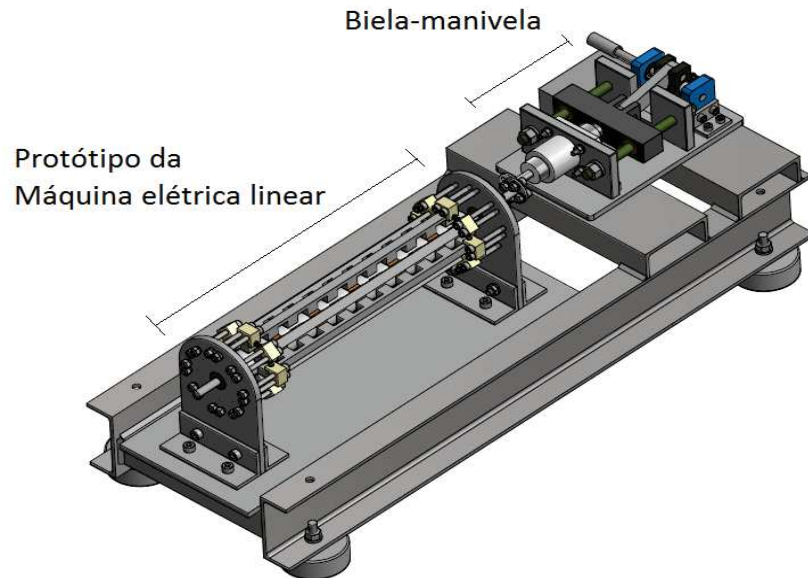
Bancada de testes

Neste capítulo é descrito o processo de fabricação da máquina linear projetada no Capítulo 5, o projeto e a fabricação de um sistema mecânico linear, e a montagem de uma bancada de testes que acople a máquina linear ao sistema de acionamento primário. Como em qualquer processo de fabricação, erros apareceram, sendo a maioria corrigidos ou adaptados de forma a se aproximar ao máximo do que se idealizou. Quase todas as peças, por não existirem prontas para compra no mercado, tiveram que ser manufaturadas. O projeto da bancada e a fabricação foram concebidas seguindo as orientações:

- As peças de sustentação do protótipo com $\mu_r \approx \mu_0$;
- Usar o máximo de componentes catalogados (rolamentos, parafusos);
- Resinas com elevado poder de fixação;

A Figura 6.1 mostra o projeto da bancada completa. Estão indicadas a biela-manivela, usada para avaliar o movimento acionante, e a máquina elétrica projetada com seus elementos de fixação.

Figura 6.1: Projeto da bancada completa, incluindo o sistema de biela manivela e o protótipo da máquina elétrica linear.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A fabricação foi realizada ao longo de três meses. Durante este período alguns registros foram feitos, através de anotações, fotografias e vídeos. Assim, este capítulo é dividido de forma a seguir, o mais fielmente possível, a sequência em que os eventos construtivos ocorreram. O objetivo é que a apresentação dos processos construtivos sirva de guia para que erros não sejam cometidos em projetos futuros.

6.1 Biela-manivela

Sendo a potência do motor usado $P = 1$ cv, a velocidade síncrona é $n_s = 1730$ rpm. A partir destes parâmetros, e das equações obtidas no Capítulo 2, temos que o torque máximo do motor na velocidade síncrona é $T = 4,06$ Nm. Com o dimensionamento feito, foi possível projetar uma biela-manivela com a geometria indicada na Figura 6.2, que tem os itens descritos na Tabela 6.1.

Tabela 6.1: Descrição dos componentes da biela-manivela.

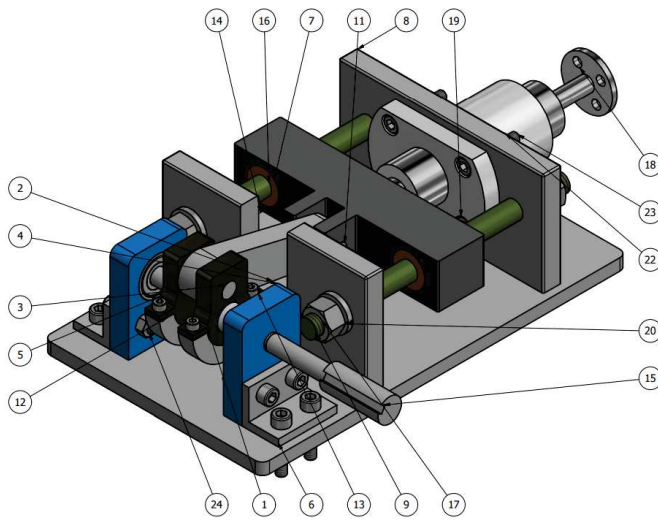


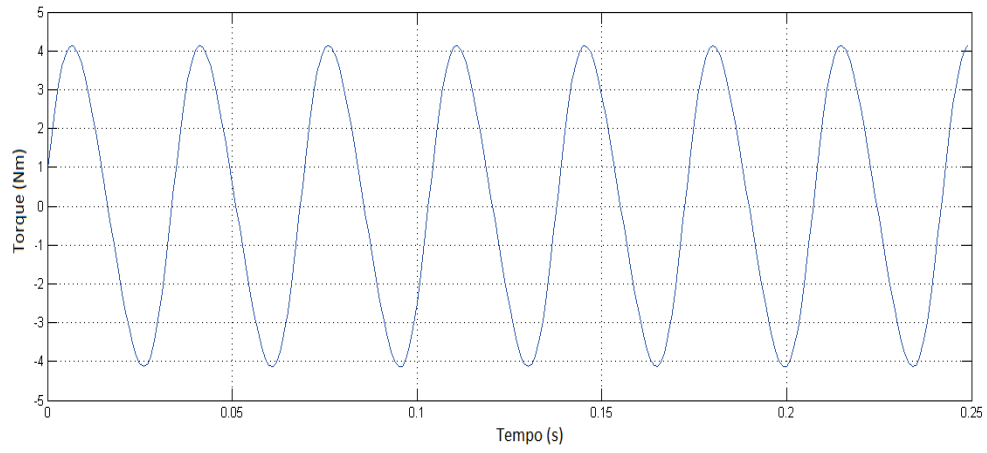
Figura 6.2: Biela-manivela projetada.

Fonte: Elaborada pelo Autor.

Item	Descrição
1	Biela
2	Conector
3	Pino
4	Base
5	Rolamento rígido
6	Cantoneira
7	Conector do pistão
8	Base guia
9	Guia
10	Rolamento rígido
11	Pino motor
12	Contra-peso
13	Parafuso Allen
14	Base total
15	Conector chaveta
16	Rolamento rígido
17	Porca sextavada
18	Eixo central
19	Rolamento linear
20	Arruela de pressão
21	Arruelas de pressão
22	Porcas sextavadas
23	Parafusos Allen
24	Parafusos Allen

O comportamento do torque resultante no ponto C da biela-manivela para um período de tempo, considerando a frequência nominal do motor girante (28,83 Hz), pode ser vista na Figura 6.3.

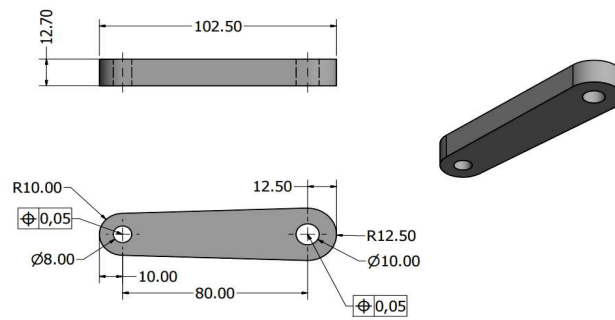
Figura 6.3: Torque desenvolvido pela biela-manivela.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

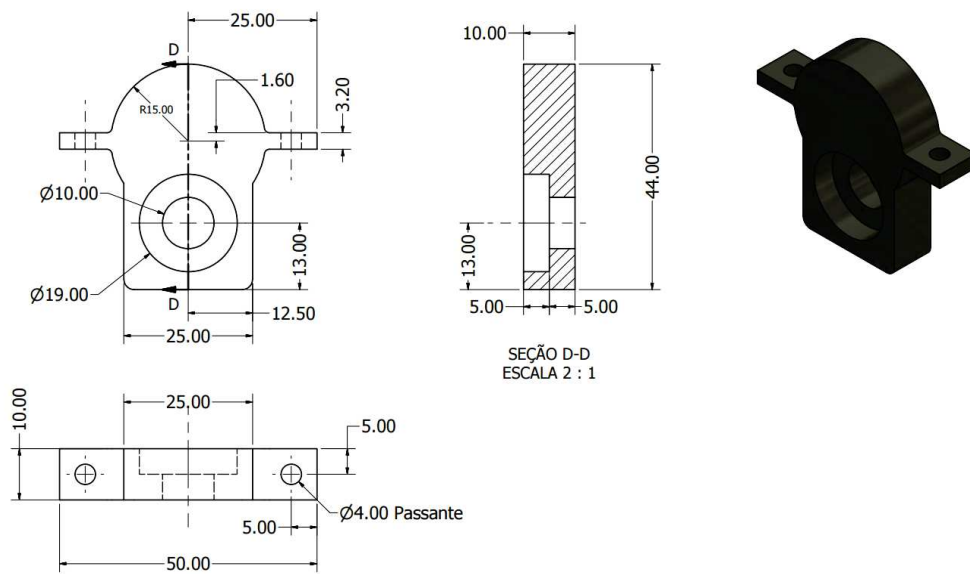
O detalhamento da manivela pode ser visto na Figura 6.4 e na Figura 6.5.

Figura 6.4: Dimensões da Biela em mm.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

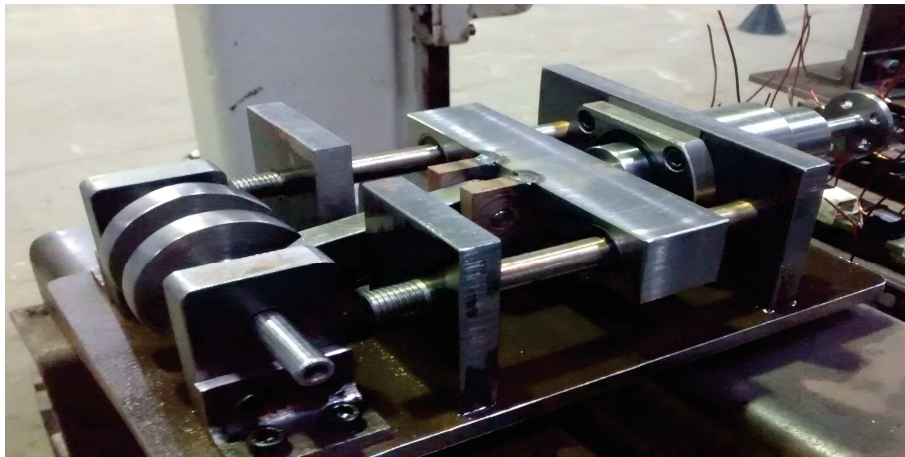
Figura 6.5: Dimensões da Manivela em mm.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A biela-manivela fabricada pode ser vista na Figura 6.6.

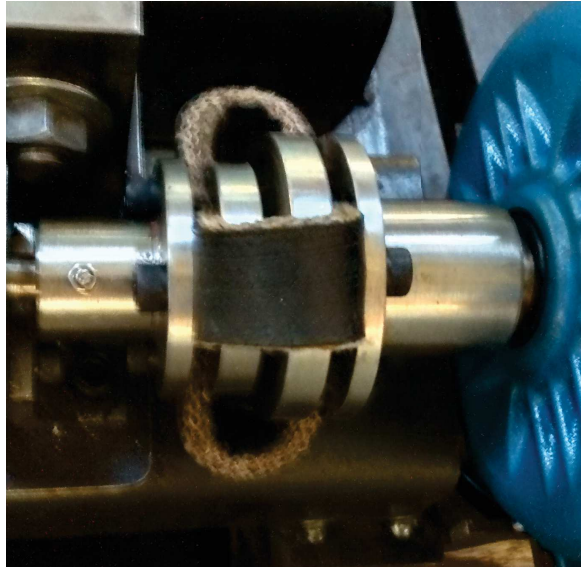
Figura 6.6: Biela-manivela fabricada.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

Um acoplamento foi fabricado para conectar a biela-manivela a um motor rotativo no eixo 15 indicado na Figura 6.2. O acoplamento pode ser visto na Figura 6.7.

Figura 6.7: Acoplamento construído.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

O conjunto motor mais biela-manivela possibilitam a geração do movimento linear. O movimento linear é avaliado tendo em vista os valores de amplitude e frequência do deslocamento previsto. Um inversor de frequência foi usado para controle da velocidade do motor. O motor foi especificado com uma potência de 1 cv.

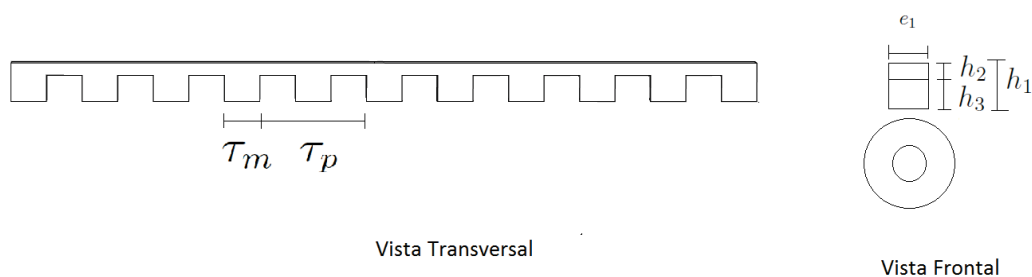
6.2 Máquina elétrica linear

A máquina foi fabricada por etapas. A primeira etapa foi a fabricação das peças estáticas. Depois, as peças de sustentação foram fabricadas, e, por último, o eixo de excitação magnética.

6.2.1 Estator

O estator é composto por 8 braços. Cada braço é laminado com chapas de aço silício grão não-orientado, cada uma com 0,5 mm de espessura. As dimensões dos braços estatóricos são indicadas na Figura 6.8.

Figura 6.8: Braço estatórico da máquina elétrica linear. Indicação das dimensões.



Fonte: Elaborado pelo Autor.

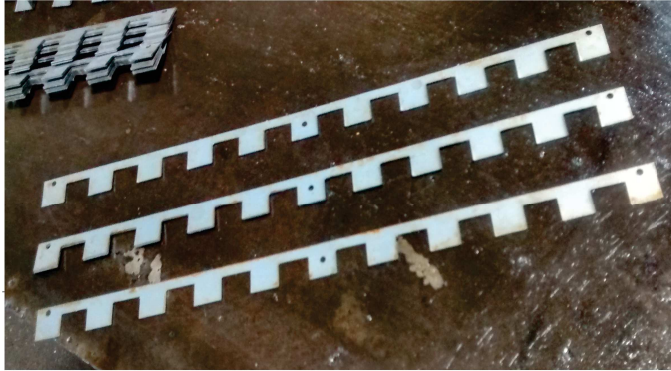
Os valores das dimensões são indicadas na Tabela 6.2.

Tabela 6.2: Dimensões dos braços estatóricos.

Parâmetro	Valor	Descrição
τ_m	16 mm	Passo do ímã
τ_p	48 mm	Passo polar
h_1	17 mm	Altura estator
h_2	5,5 mm	Altura núcleo estator
h_3	11,5 mm	Altura dente estator
e_1	12 mm	Largura estator

As dimensões foram definidas no Capítulo 5. A Figura 6.9(A) mostra as chapas de aço silício cortadas.

Figura 6.9: (A) Chapas dos braço estáticos cortadas. (B) Empilhamento das chapas.



(A)

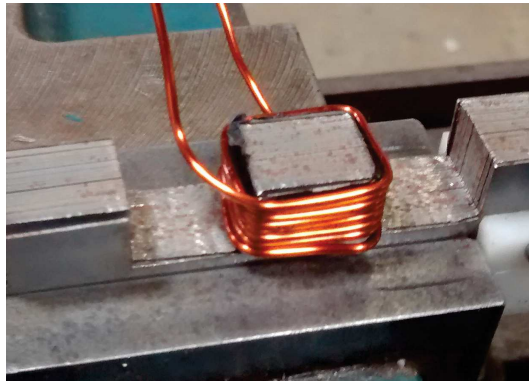


(B)

Fonte: Fotografado pelo Autor.

As chapas de aço silício foram empilhadas e fixadas como mostrado na Figura 6.9(B), com a laminação no sentido de contribuir com o caminho do fluxo magnético. Depois foram sustentadas nas duas paredes de sustentação com peças de nylon que serão mostradas na seção seguinte. Os dentes do estator são os núcleos magnéticos das bobinas. Ao todo 40 bobinas iguais a vista na Figura 6.10 foram fabricadas.

Figura 6.10: Bobina posicionada em um dente do estator.

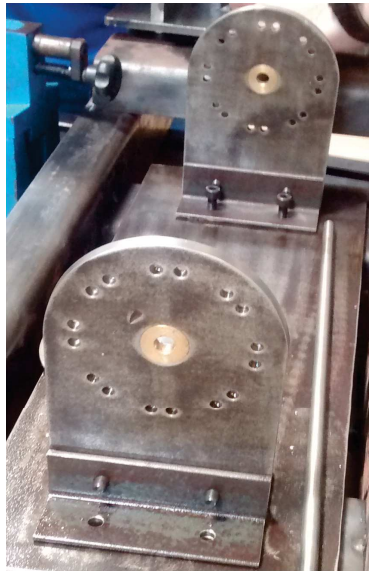


Fonte: Fotografado pelo Autor.

6.2.2 Sustentação

Duas paredes separadas, como mostrado na Figura 6.11, são usadas para os encaixes dos eixos que sustentarão os braços estáticos. A sustentação da máquina linear é feita com materiais que oferecem boa resistência mecânica e baixa permeabilidade magnética. As paredes são sustentadas por fixações em L, como mostrado na Figura 6.12. A fixação dos eixos que seguram os braços estáticos é feita a partir a utilização de peças de nylon, como mostrado na Figura 6.13.

Figura 6.11: Paredes de sustentação.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

Figura 6.12: Fixação em L usadas para fixar as paredes de sustentação do protótipo da máquina linear.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

Figura 6.13: Peças de nylon fabricadas para dar sustentação aos braços estáticos da máquina linear.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

6.2.3 Eixo

O eixo principal dá sustentação aos ímãs e aos passos polares, que constituem o sistema de excitação magnética da máquina elétrica linear. O eixo principal é feito de Aço 1045, possui 10 mm de raio. O eixo construído é mostrado na Figura 6.14.

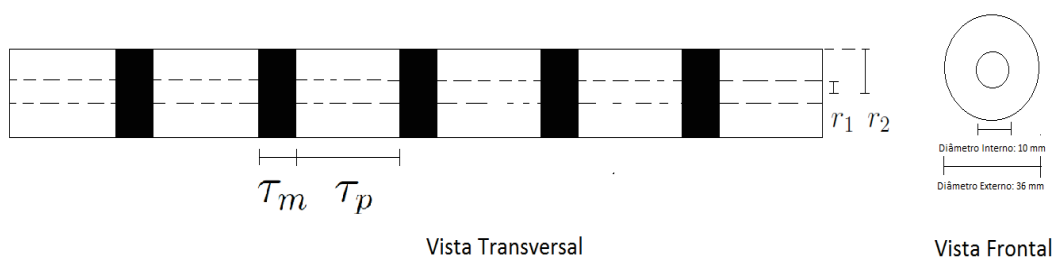
Figura 6.14: Eixo onde os ímãs e as peças polares são fixados.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

As dimensões do sistema de excitação são mostradas na Figura 6.15.

Figura 6.15: Sistema de excitação da máquina elétrica linear. Indicação das dimensões.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

O sistema de excitação magnética é composto por 5 conjunto de dois ímãs espaçados por 6 peças polares (ver Figura 6.18). Os ímãs são de Neodímio-Ferro-Boro, com especificações encontradas no catálogo do vendedor, disponível em [32], e mostrados na Tabela 5.1. O ímã usado é mostrado na Figura 6.16.

Figura 6.16: Ímã usado na fabricação do eixo de excitação magnética.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

As peças polares foram confeccionadas usando chapas de aço silício de grão não-orientado. As chapas foram dobradas usando uma calandra com 10 mm de raio, e sobrepostas, como mostrado na Figura 6.17. O raio interno reduzido dificultou a fabricação das peças, que apresentaram algumas imperfeições. A laminação foi feita de forma a combinar com o caminho das linhas de fluxo magnético vindas dos conjuntos de ímãs permanentes.

Figura 6.17: Peças polares obtidas a partir de chapas de aço silício de grão não-orientado.



Fonte: Fotografado pelo Autor.

A Figura 6.18 mostra o eixo de excitação magnética completo, com ímãs e peças polares fixadas ao eixo principal.

Figura 6.18: Eixo de excitação magnética completo.

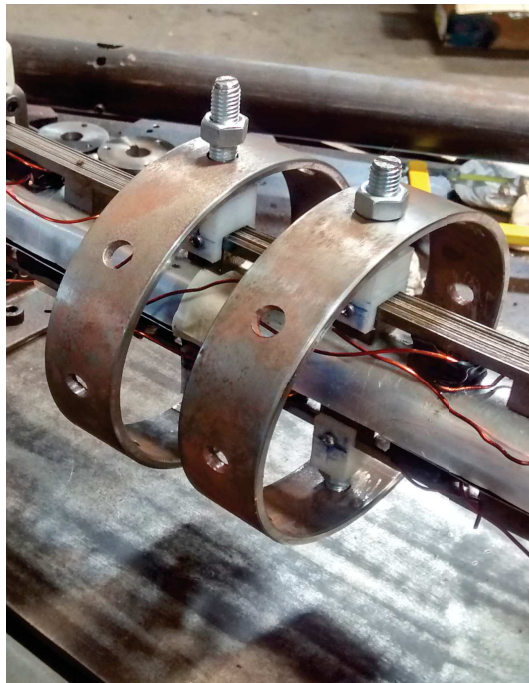


Fonte: Fotografado pelo Autor.

6.3 Falhas mecânicas

Na etapa de montagem final da máquina, onde todos os componentes foram posicionados, a sustentação foi ineficiente e não foi possível alocar os braços estáticos satisfatoriamente. A força de atração magnética do ímã foi grande o suficiente para flexionar a posição central dos braços estáticos, e os mesmos aderiram fortemente ao eixo de excitação. Para contornar o problema, duas peças cilíndricas de sustentação tiveram que ser fabricadas, e são mostradas na Figura 6.19.

Figura 6.19: Peças cilíndricas de sustentação.



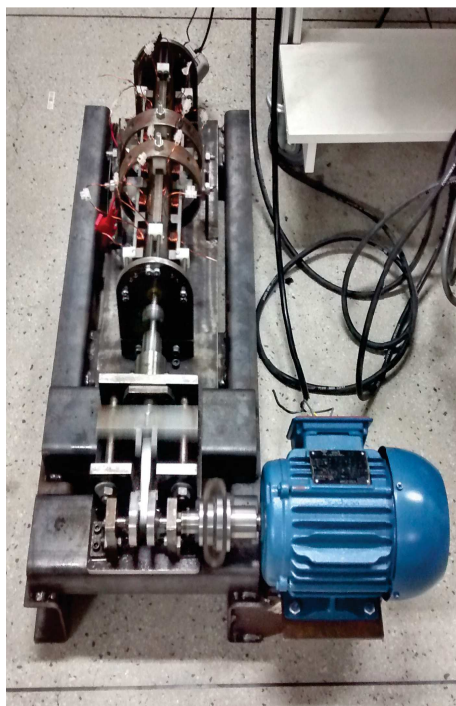
Fonte: Fotografado pelo Autor.

Tal erro revelou uma falha de dimensionamento, que não considerou de forma correta o módulo de deformação longitudinal das chapas de aço silício de grão não orientado. Depois de construir as peças cilíndricas de sustentação, foi possível alocar os oito braços estáticos da máquina. Entretanto, as forças eletromagnéticas

agindo no eixo de excitação fizeram com que o mesmo também flexionasse. O eixo de sustentação, por possuir comprimento relativamente grande (368 mm) e raio pequeno (10 mm), não foi capaz de suportar as forças de atração magnética devido a presença dos oito braços estatóricos. A saída encontrada foi aumentar o entreferro de ar para um tamanho que proporcionou boa margem de trabalho ($g = 3 \text{ mm}$), e reduzir a quantidade de braços estatóricos de oito para quatro.

As modificações fizeram com que a estrutura final, já com a biela-manivela acoplada ao motor, ficasse como mostrado na Figura 6.20.

Figura 6.20: Bancada completa com acoplamento ao motor.



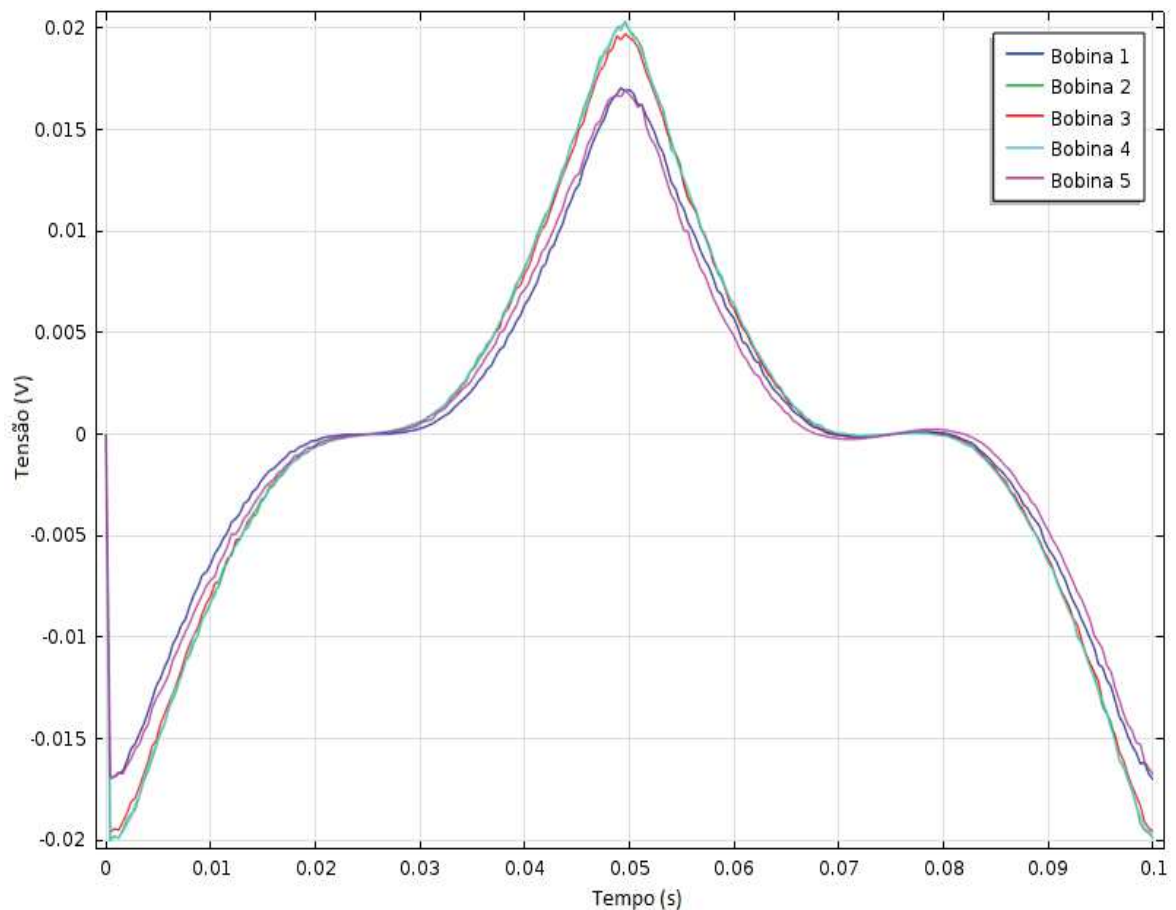
Fonte: Fotografado pelo Autor.

A utilização de um inversor de frequência para controle da velocidade do motor permitiu a realização dos testes. O acionamento da máquina em 15 Hz apresentou altas vibrações mecânicas, e por isso os testes foram realizados, considerando uma margem de segurança, em uma frequência de 10 Hz .

6.4 Estudo comparativo

Nesta seção serão mostrados os resultados obtidos a partir dos testes feitos na bancada fabricada. Os testes foram realizados com cada bobina contendo 10 espiras ($N = 10$), e com frequência de operação de 10 Hz. Visando a comparação dos resultados experimentais com os de simulação computacional, realizou-se um cálculo de campo tridimensional final, considerando a estrutura construída. Foi possível obter resultados de tensão induzida para as 5 bobinas localizadas em um dos braços estatóricos, que são mostrados na na Figura 6.21.

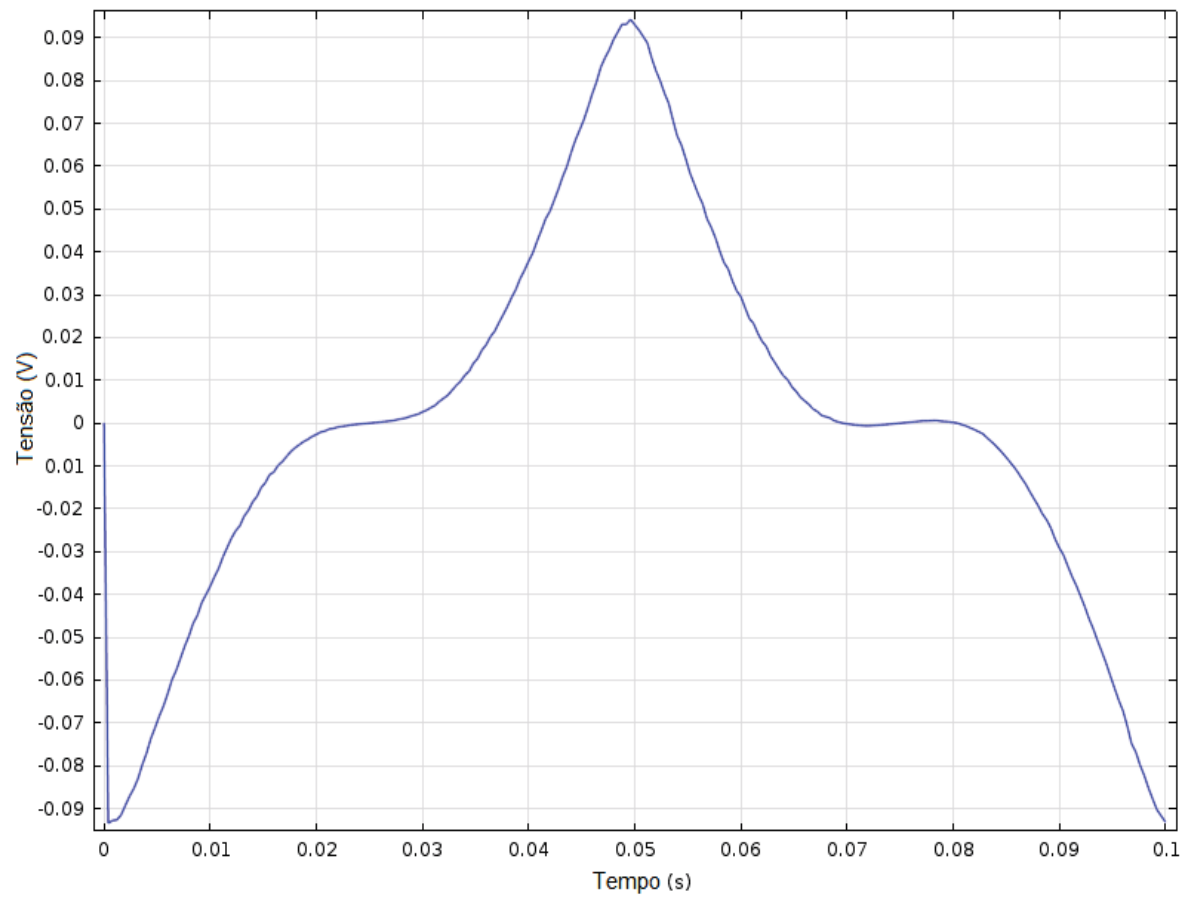
Figura 6.21: Tensão induzida em 5 bobinas de um dos braços estatóricos, considerando um entreferro de 3 mm e 4 quatro braços estatóricos.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O resultado de simulação da tensão gerada em cada braço pode ser visto na Figura 6.22.

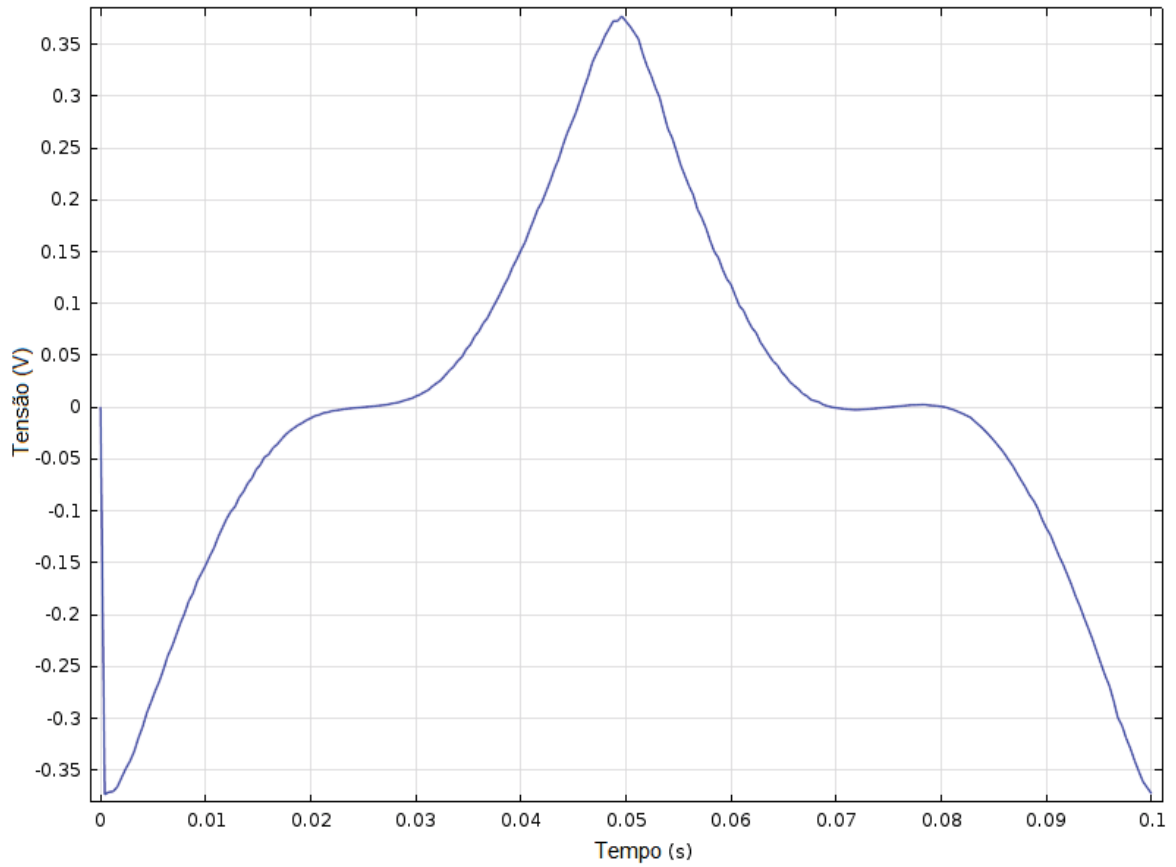
Figura 6.22: Tensão induzida em cada braço estatórico, considerando um entreferro de 3 mm.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O resultado de simulação da tensão total induzida pela máquina pode ser visto na Figura 6.23.

Figura 6.23: Tensão total gerada pela máquina.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

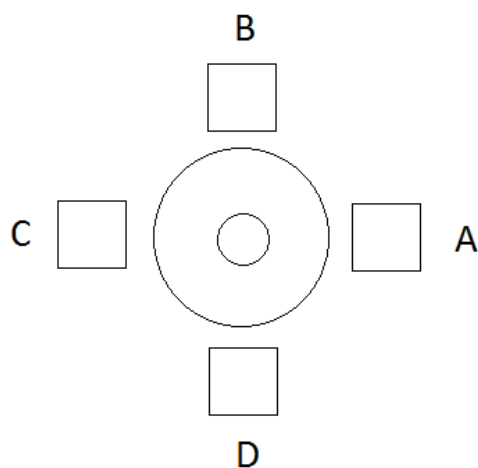
A fabricação manual das bobinas fez com que as mesmas apresentassem imperfeições que é uma das causas das distorções vistas nas formas de onda medidas. A partir do resultado de tensão induzida, é possível montar uma tabela com os dados obtidos considerando os cálculos de campo. Os valores são mostrados na Tabela 6.3.

Tabela 6.3: Dados teóricos da máquina linear final.

Descrição	Valor
Frequência	$10Hz$
Tensão máxima	$360mV$
Corrente máxima	$5,27 A$
Potência máxima	$1,89 W$

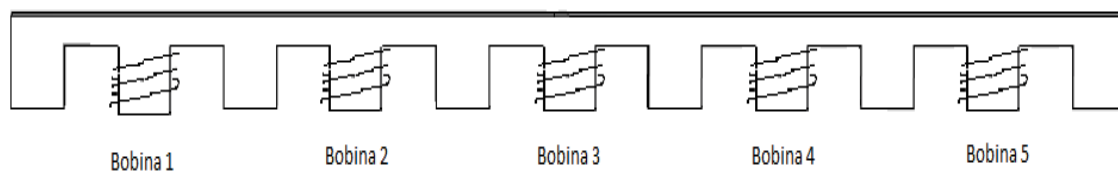
Para melhor compreensão dos resultados experimentais, nomeou-se os quatro braços estatóricos como mostrado na Figura 6.24 e as bobinas, para cada braço estatórico, como mostrado na Figura 6.25.

Figura 6.24: Nomeação dos braços estatóricos.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

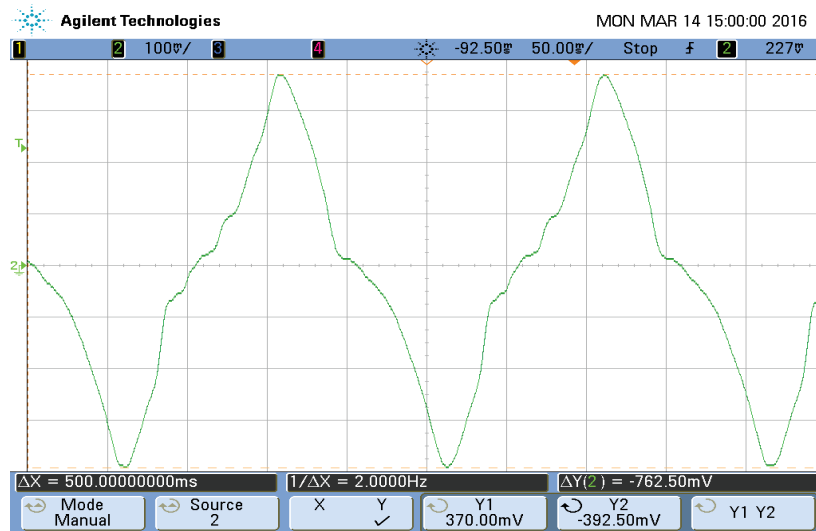
Figura 6.25: Nomeação das bobinas, para cada braço estatórico.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Conectando as bobinas dos quatro braços estatóricos de forma a obter uma soma de tensões, mediu-se a tensão total gerada pela máquina, que pode ser vista na Figura 6.26.

Figura 6.26: Tensão total gerada pela máquina.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 6.27: Tensão induzida na Bobina 1 do braço estatórico D.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Outro resultado em circuito aberto, mostra a tensão induzida na bobina 1 do braço estatórico D, e pode ser visto na Figura 6.27. Os próximos resultados evidenciam a relação de fases entre as bobinas 1 e 2, e as bobinas 1 e 3, para cada braço estatórico. Comparando as bobinas 1 e 3, nota-se que não há defasagem nos sinais de tensão gerados, como mostrado na Figura 6.28.

Figura 6.28: Tensões em fase nas bobinas 1 e 3. Bobina 1 em verde, bobina 3 em azul.

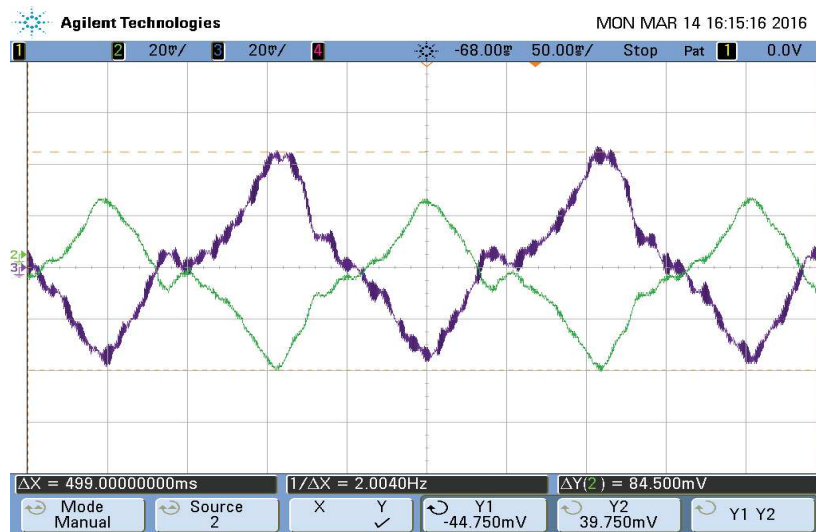


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Na segunda comparação, mostrada na Figura 6.29, nota-se uma defasagem de 180° entre as bobinas 1 e 2 que obriga um cuidado com as ligações dos terminais de cada bobina, para que as tensões geradas sejam somadas. Nota-se, ainda, que a tensão induzida nas bobinas localizadas nos dentes mais próximos das extremidades são menores quando comparada as bobinas mais centrais, comprovando o que já era previsto.

Conhecendo o defasamento entre as bobinas, é possível fazer as conexões de forma que as tensões induzidas se somem. Conectando as 5 bobinas de cada braço em série, temos a tensão total induzida por braço. Considerando o braço A, o resultado da tensão total induzida pode ser vista na Figura 6.30.

Figura 6.29: Tensão defasada em 180° entre as bobinas 1 e 2. Bobina 1 em verde, bobina 2 em azul



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 6.30: Tensão total induzida no Braço A.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A tensão total induzida no braço B pode ser vista na Figura 6.31.

Figura 6.31: Tensão total induzida no Braço B.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A tensão total induzida no braço C pode ser vista na Figura 6.32.

Figura 6.32: Tensão total induzida no Braço C.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A tensão total induzida no braço D pode ser vista na Figura 6.33.

Figura 6.33: Tensão total induzida no Braço D.

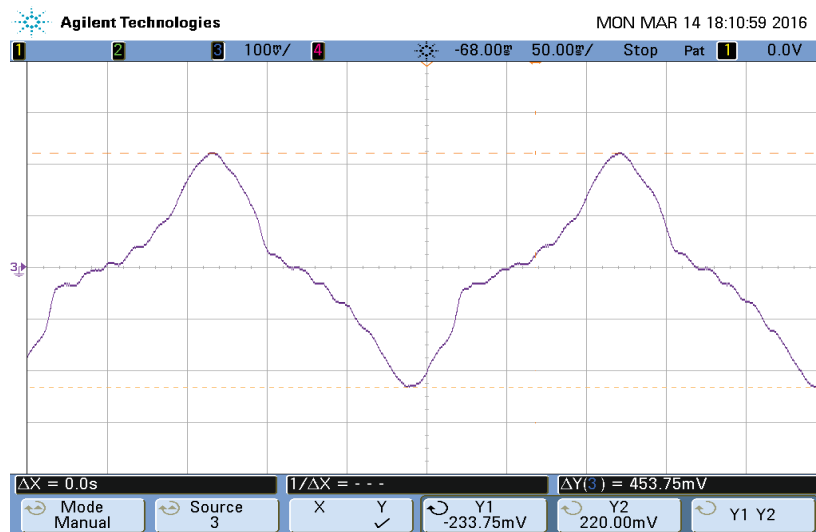


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Os resultados mostram que a tensão total induzida nos braços A e B, são um pouco maior que as tensões induzidas nos braços C e D. Isto acontece pois o entreferro possui pequenas variações ao longo dos braços estáticos. O ajuste do entreferro, de forma que ele fique o mais uniforme possível, deve ser feito.

Conectando a carga a uma carga de $18\ \Omega$, é possível obter a forma de onda da corrente, vista na Figura 6.34. A corrente foi medida no osciloscópio com a relação de $10\ \text{mV}/\text{mA}$, o que implica em uma corrente máxima medida de $22\ \text{mA}$, e mínima de $-23,35\ \text{mA}$.

Figura 6.34: Corrente na máquina. Considerando que a cada 10 mV, temos o valor correspondente de 1mA.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Observa-se uma variação da frequência no sinal de corrente quando comparado ao sinal de tensão, que ocorre pois a presença de corrente nos enrolamentos da máquina induz uma força eletromagnética na direção do movimento e leva a um aumento da frequência de oscilação do eixo móvel. A partir dos resultados obtidos, foi possível montar a Tabela 6.4 com as características elétricas da máquina construída.

Tabela 6.4: Dados do gerador.

Descrição	Valor
Frequência	10Hz
Tensão máxima	370 mV
Corrente máxima	5,27 A
Potência máxima	1,95 W

6.5 Conclusões

O projeto mecânico, depois das alterações feitas, possibilitou boa fixação para o estator do protótipo construído, através de peças de nylon, e boa sustentação para o eixo móvel com a utilização das duas paredes de fixação espaçadas. A dificuldade de fabricação das peças polares, por serem laminadas e apresentarem formato cilíndrico, atrasaram o andamento do projeto. Os cilindros construídos possibilitaram o encaixe dos cinco pares de ímãs, formando o eixo móvel de excitação da máquina linear. O corte das lâminas de aço silício para o estator da máquina foi feito a partir de uma fresadora, e foi realizado com sucesso, sem grandes danos às chapas. Uma matriz no formato dos braços estatóricos teve que ser construída. Além disso, a biela manivela construída apresentou funcionamento satisfatório, com boa estabilidade mecânica. A partir dela, e considerando uma margem de segurança para o sistema, realizou-se testes na frequência de 10 Hz. O erro no dimensionamento da força produzida forçou a fabricação de mais dois cilindros de sustentação, que foram localizados na parte central dos braços estatóricos. Para que os testes fossem realizados, foi necessário aumentar o tamanho do entreferro para 3 mm, e reduzir o número de braços estatóricos de oito para quatro. Os resultados apresentaram boa consistência física, e tiveram valores e formas de onda como esperado. A bancada construída possibilitou a avaliação do funcionamento do sistema de conversão termomecânica. Os resultados apresentaram boa aproximação quando comparados aos cálculos de campo anteriormente realizados, e serviram para a comprovação do conceito.

Capítulo 7

Conclusões e perspectivas

Neste capítulo algumas conclusões sobre o trabalho e as perspectivas do que será feito em trabalhos futuros são apresentadas.

7.1 Conclusões

O levantamento do estado da técnica sobre as configurações eletromagnéticas de máquinas lineares a ímãs permanentes possibilitou a identificação das características principais de cada projeto de máquina. As características mais vantajosas para a exploração de energia solar termodinâmica foram encontradas em máquinas lineares que apresentam uma orientação do entreferro de ar radial, e uma orientação transversal de fluxo no núcleo do estator. Ímãs permanentes de Neodímio-Ferro-Boro, com elevado campo coercitivo, elevado fluxo remanente e orientação de fluxo axial foram escolhidos. As dimensões dos ímãs foram definidas a partir da disponibilidade para compra no mercado brasileiro e serviram de referência para todas as outras dimensões da máquina projetada. A forma de operação da máquina também foi concebida considerando a magnetização axial do ímã, que forçou a inclusão de peças polares entre os ímãs para obter uma orientação transversal de fluxo, e definir o posicionamento das bobinas nos dentes estatóricos.

Os resultados de simulação mostram que os cálculos para o circuito magnético equivalente que foi deduzido, por não considerarem os efeitos de dispersão de fluxo magnético na máquina, nos dão resultados diferentes em relação à aqueles vistos no cálculo de campo. A relutância equivalente por polo obtida a partir do estudo computacional ($\mathfrak{R} = 1,2279 \times 10^8$ Ae/Wb) tem valor aproximada da obtida a partir do circuito magnético equivalente, o que revela que as aproximações feitas durante a dedução do circuito são satisfatórias. A simulação estática mostrou que, devido ao comportamento observado das linhas de fluxo, resultados consistentes só são obtidos caso se realize uma modelagem tridimensional para o problema.

Não foi possível realizar testes na frequência inicialmente definida de 15 Hz, devido às altas vibrações mecânicas. Testes em 10 Hz foram realizados. A biela-manivela construída apresentou funcionamento satisfatório, com boa estabilidade mecânica. Erros no dimensionamento da força produzida levaram à necessidade da construção de peças para sustentação das partes centrais dos braços estáticos. Além disto, o entreferro de ar teve que ser aumentado para 3 mm, e quatro braços estáticos foram utilizados ao invés de oito. A estrutura final construída possibilitou boa fixação para o estator, e boa sustentação para o eixo móvel. A bancada construída possibilitou a avaliação do funcionamento do sistema de conversão termomecânica.

Os resultados experimentais apresentaram boa aproximação em relação àqueles obtidos no estudo computacional realizado considerando a estrutura final fabricada. As curvas obtidas apresentam mostram que a amplitude da tensão induzida é similar aos cálculos teóricos. As distorções nas formas de onda ocorrem pois as bobinas foram feitas manualmente e apresentam imperfeições. De posse dos resultados obtidos, é possível calcular a potência massiva para a máquina construída, que é 23,34 kg/kW. Para a máquina projetada, a massa equivalente necessária para gerar uma potência nominal na ordem de 53 W, é aproximadamente de 1,237 kg em uma frequência de operação de 15 Hz. A máquina apresenta potência massiva próxima do esperado, considerando que a frequência de operação é baixa e as dimensões da máquina são reduzidas. Melhores resultados são obtidas,

teoricamente, aumentando a frequência de teste.

Os resultados do estudo computacional feito revelaram que o modo de concepção da máquina linear com oito braços estatóricos é uma boa alternativa de projeto quando se quer diminuir os níveis de dispersão de fluxo magnético e aumentar a eficiência da máquina. Entretanto, para obter uma potência maior, é preciso diminuir o número de braços estatóricos e aumentar a quantidade de cobre, o que resulta em maiores perdas por Joule e por dispersão. Outra alternativa é aumentar o número de polos por braço estatórico, o que implica em um maior número de ímãs e peças no eixo móvel de excitação, e leva a uma maior massa equivalente da máquina linear. Dimensões como o passo do ímã, passo polar e tamanho dos dentes estatóricos também podem ser alteradas, de forma a aumentar a quantidade de fluxo enlaçado por polo. Pode-se, ainda, especificar um valor para corrente nominal da máquina mais baixo, o que permite a escolha de fios de cobre com área de seção transversal menor, possibilitando a confecção de bobinas com maior número de espiras e maiores tensões induzidas por polo.

Neste trabalho foi concluído o projeto e a construção de um protótipo de máquina elétrica linear. A relevância do projeto é vista não só pelo grande apelo construtivo, a partir do qual foi possível realizar ensaios e testes, mas também pela redação deste documento que serve de guia à construção de futuros protótipos, e à simulação tridimensional de máquinas lineares.

7.2 Perspectivas

Projetos futuros serão conduzidos de forma a melhorar o bobinado da máquina, a partir de um dimensionamento mais adequado dos fios de cobre, para que a potência gerada seja maior. O eixo de excitação será modificado de modo a diminuir a quantidade de fluxo disperso e aumentar a eficiência da máquina. Será analisada a utilização de ímãs com formatos mais simples, posicionados de forma diferente, sem que se altere muito a estrutura construída, visando o aumento da quantidade de fluxo enlaçado por polo. Além disto, uma fixação melhor para a

bancada de testes deve ser pensada e aplicada, para que sejam possíveis testes em maior frequência, com maior estabilidade mecânica. A instrumentação da bancada será projetada e montada com a inclusão de sensores de deslocamento e de força, que ajudarão na calibração e no controle do sistema. Uma nova modelagem computacional que considere a densidade de corrente induzida nos enrolamentos, bem como os efeitos da inclusão de cargas resistivas e não resistivas será feita. Serão analisados os meios de integração de diferentes ferramentas de cálculo computacional de forma a acoplar o sistema de geração a um sistema de eletrônica de potência e à rede elétrica. Pretende-se, ainda, trabalhar no desenvolvimento e aplicação de estratégias de controle para o sistema de geração desenvolvido.

Apêndice A

Teoria de campos eletromagnéticos

Considerar a relação entre corrente e campo magnético, a *Lei Circuital de Ampere* relaciona corrente I e intensidade de campo magnético \mathbf{H} da seguinte forma:

$$\oint \mathbf{H} \cdot d\mathbf{l} = I \quad (\text{A.1})$$

Se \mathbf{J} é a densidade de corrente em uma superfície s , a Equação A.1 pode ser escrita como:

$$\oint \mathbf{H} \cdot d\mathbf{l} = \int_s \mathbf{J} \cdot d\mathbf{s} \quad (\text{A.2})$$

Usando o Teorema de Stokes, a Lei Circuital de Ampere torna-se:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (\text{A.3})$$

A densidade de corrente \mathbf{J} está relacionada com a densidade de carga ρ através da equação de continuidade:

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = -\frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (\text{A.4})$$

Caso tomemos o divergente da Equação A.3, uma inconsistência é revelada, pois $\nabla \cdot \nabla \times \mathbf{H} = 0$. Caso um termo extra $\partial D/\partial t$ seja adicionado ao lado direito da Equação A.3, temos:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (\text{A.5})$$

A equação de continuidade é satisfeita fazendo:

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho \quad (\text{A.6})$$

A Equação A.6 expressa a *Lei de Gauss*, na qual \mathbf{D} é a densidade de fluxo elétrico.

A fim de obter informações completas sobre a teoria de campos eletromagnéticos, além de equações de Maxwell, outras relações são úteis. Como segue:

Lei de Ohm. Para um condutor de condutividade σ :

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \quad (\text{A.7})$$

Permissividade. O campo elétrico e a densidade de fluxo elétrico estão relacionados pela Equação A.8, na qual ε corresponde a permissividade elétrica do material.

$$\mathbf{D} = \varepsilon \mathbf{E} \quad (\text{A.8})$$

Permeabilidade. A intensidade de campo magnético e a intensidade de fluxo magnético estão relacionados pela Equação A.9, na qual μ é a permeabilidade do meio.

$$\mathbf{B} = \mu\mathbf{H} \quad (\text{A.9})$$

A maioria dos dispositivos de conversão são formados a partir de estruturas magnéticas. Por este motivo, faremos algumas considerações sobre os materiais magnéticos.

A.1 Materiais magnéticos

Retornando a Equação (A.9), \mathbf{B} e \mathbf{H} estão relacionados no vácuo pela equação:

$$\mathbf{B} = \mu_0\mathbf{H} \quad (\text{A.10})$$

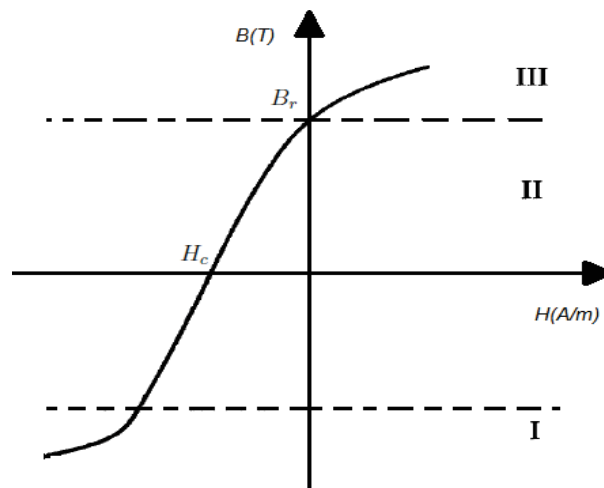
Na qual μ_0 corresponde a permeabilidade no vácuo, e tem valor $\mu_0 = 4\pi 10^{-7}$ H/m. A Equação A.10 pode ser modificada de forma a considerar um meio que não seja o vácuo, na forma:

$$\mathbf{B} = \mu\mathbf{H}, \mu = \mu_R\mu_0 \quad (\text{A.11})$$

Na qual μ é a permeabilidade e μ_R é a permeabilidade relativa, uma constante adimensional. Em materiais não homogêneos e não isotrópicos, μ torna-se um vetor. Para alguns materiais, a Equação A.9 é não-linear, e μ varia com a magnitude de \mathbf{B} . Este resultado está relacionado diretamente com a curva $B - H$ do material. Um material é classificado de acordo com a natureza de sua permeabilidade relativa μ_R , que depende da estrutura atômica interna do material. Os materiais "não-magnéticos" são classificados como *Paramagnéticos*, para os quais μ_R é ligeiramente maior que 1,0, ou *diamagnéticos*, para os quais μ_R é ligeiramente menor que 1,0. No entanto, para efeitos práticos, μ_R pode ser considerado 1,0 para estes materiais.

Devido às características não-lineares da maioria dos materiais magnéticos, técnicas gráficas são valiosas para descrever comportamentos magnéticos. Os dois gráficos característicos de maior importância são a curva $B - H$, ou magnetização característica, e o laço de histerese. A Figura A.1 mostra uma curva típica $B - H$. Quando um campo de magnetização externa, \mathbf{H} , é aplicado ao material, seus momentos dipolo entram em sintonia com a direção de \mathbf{H} , e tendem a crescer, aumentando a densidade de fluxo \mathbf{B} (região I na Figura A.1). Na região II, com H ainda maior, B continua a tendência de crescimento. Na região III, quase todos os momentos dipolo estão alinhados com \mathbf{H} , isto resulta em saturação, e a densidade de fluxo \mathbf{B} dentro do material não pode aumentar para além da densidade de saturação \mathbf{B}_s .

Figura A.1: Curva $B - H$ típica.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Da Equação A.11, percebe-se que a permeabilidade é a inclinação da curva $B - H$. Tal inclinação é definido como *permeabilidade relativa diferencial*, e pode ser dada por:

$$\mu_d = \frac{1}{\mu_0} \frac{d\mathbf{B}}{d\mathbf{H}} \quad (\text{A.12})$$

A *permeabilidade relativa inicial* é definida como:

$$\mu_i = \lim_{\mathbf{H} \rightarrow 0} \frac{1}{\mu_0} \left| \frac{\mathbf{B}}{\mathbf{H}} \right| \quad (\text{A.13})$$

Na região II a curva $B-H$ é relativamente simples, e se o dispositivo magnético atuar apenas nessa região, a linearização pode ser usada. Para todas as regiões, um termo mais geral pode ser usado. É a *amplitude da permeabilidade relativa*, que é definido como a relação entre \mathbf{B} e \mathbf{H} em qualquer ponto da curva, ou como:

$$\mu_a = \frac{1}{\mu_0} \left| \frac{\mathbf{B}}{\mathbf{H}} \right| \quad (\text{A.14})$$

No geral, a permeabilidade deve ser definida com base no tipo de sinal excitando o material magnético.

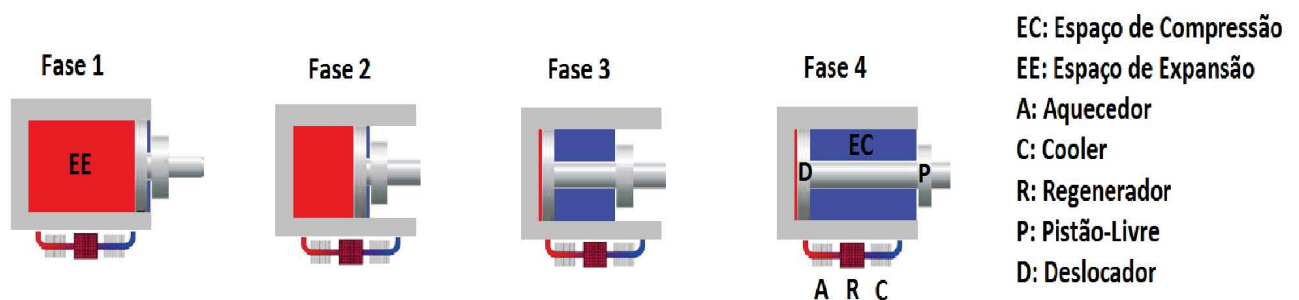
O segundo gráfico de características é o *laço de histerese*. Tal gráfico ilustra vários parâmetros característicos da maior parte dos materiais magnéticos. A área no interior do gráfico está relacionada com a energia requerida para inverter os momentos de dipolo magnético quando o campo de magnetização é invertido. Esta energia é irreversível e é conhecida como *perda por histerese*. A interseção do laço de histerese com o eixo horizontal (\mathbf{H}) é conhecido como força coercitiva \mathbf{H}_c . Tal força, para o caso de ímãs permanentes, representa a capacidade de suportar sinais magnéticos externos até que ocorra a desmagnetização. A interseção do laço com o eixo vertical (\mathbf{B}) é conhecido como *densidade de fluxo remanente* \mathbf{B}_r .

Apêndice B

Equações da máquina primária

Considerando o motor de Stirling mostrado na Figura B.1, e as deduções apresentadas no Capítulo 2, a região do cilindro abaixo do pistão é aqui chamada de "espaço de salto". A pressão nesta região é chamada de pressão de salto (p_s), e é idealizada como sendo constante. A região do cilindro acima do pistão é aqui chamada de "espaço de trabalho". Tal região é dividida em duas partes: o espaço de compressão, acima do pistão e abaixo do deslocador, e o espaço de expansão, acima do deslocador (ver Figura B.1). A pressão nesta região é chamada de pressão de trabalho (p_t). Desta forma, algumas equações podem ser extraídas, de forma a obter uma modelagem matemática para um motor de Stirling.

Figura B.1: Motor de Stirling com arranjo beta.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

$$x = R_p(1 + \sin \theta) \quad (\text{B.1})$$

$$F_p = (p_t - p_s)A_p, \quad (\text{B.2})$$

$$\tau_p = F_p R_p \cos \theta, \quad (\text{B.3})$$

na qual,

θ : Posição angular da manivela;

x : Posição do pistão;

R_p : Deslocamento máximo do pistão;

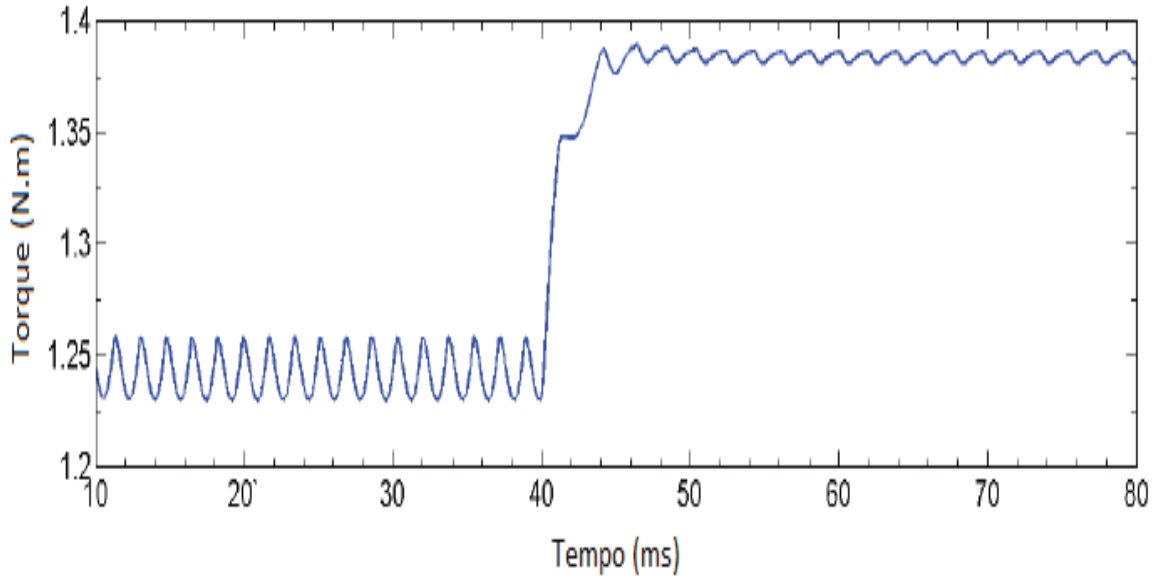
A_p : Área da seção transversal do pistão;

F_p : Força desenvolvida pelo pistão;

τ_p : Torque desenvolvido pelo pistão;

Tomando como base um motor de stirling com os parâmetros: $p_s = 1Pa$, $A_p = 1,9cm^2$, $R_p = 1,25cm$, e curva de pressão no espaço de trabalho conhecida, podemos chegar a uma curva de torque, quando o sistema é submetido a uma variação da carga no instante $0,04s$, para um motor de Stirling, como mostrado na Figura B.2.

Figura B.2: Curva de torque de um motor de Stirling.



Fonte: JAHROMI, 2011, p. 680.

O motor de Stirling Beta pode ser dividido em três volumes: Volume de Expansão (V_e), Volume de Compressão (V_c) e Volume do Regenerador (V_r). As equações que descrevem a variação destes volumes são:

$$V_e = \frac{V_{emax}}{2}(1 + \cos(\phi)) + V_{emin} \quad (\text{B.4})$$

$$V_c = \frac{V_{cmax}}{2}(1 + \cos(\phi - \alpha)) + V_{cmin} \quad (\text{B.5})$$

V_{emax} e V_{cmax} são os volumes máximos, enquanto que V_{emin} e V_{cmin} são os volumes mínimos de expansão e compressão, respectivamente. ϕ é o ângulo da manivela, sendo igual a ωt , onde ω é a pulsação, t é o tempo, α é o ângulo de fase entre os volumes de compressão e expansão. A potência líquida W do ciclo é definida pela relação que integra os parâmetros termodinâmicos e geométricos definidos na Tabela B.1 [34]:

$$W = \frac{N|W|}{60} = (1 - \tau) \frac{N \pi P_{med} V_{emax} K_{ce} \sin(\alpha)}{60 (1 + \sqrt{1 - \delta^2}) S} \quad (\text{B.6})$$

A pressão líquida p_l e a pressão média p_{med} dentro do motor são:

$$p_l = \frac{p_{med} \sqrt{1 - \delta^2}}{1 + \delta \cos(\omega t - \theta)}, \quad (\text{B.7})$$

na qual,

$$p_{med} = \frac{C/S}{\sqrt{(1 - \delta)(1 + \delta)}} \quad (\text{B.8})$$

Os termos B , C e S são funções dos parâmetros geométricos e termodinâmicos. A potência do motor de Stirling pode ser descrita por meio de um fator de potência adimensional FP :

$$FP = \frac{60W}{N p_{med} V_{cmax}} \quad (\text{B.9})$$

Tabela B.1: Parâmetros termodinâmicos e geométricos.

Relação de calor específico do gás	γ
Relação temperaturas de compressão e expansão	$\tau = T_c/T_e$
Relação volumes de compressão e expansão	$K_{ce} = V_{cM}/V_{eM}$
Relação volume mínimo no espaço de expansão	$X_{em} = V_{em}/V_{eM}$
Relação volume mínimo no espaço de compressão	$X_{cm} = V_{cm}/V_{eM}$
Relação volume mínimo no regenerador	$X_{cm} = V_{cm}/V_{eM}$

Este ciclo tem características muito próximas do chamado *Ciclo de Carnot*, que estabelece o limite teórico máximo de rendimento das máquinas térmicas. Considerando o regime estacionário de conversão térmica, a eficiência máxima do motor de *Stirling* é limitada a 2/3 do ciclo de Carnot, e é dada por:

$$\eta_s = \frac{T_q - T_f}{T_q} \quad (\text{B.10})$$

No qual:

T_q : Temperatura do aquecedor;

T_f : Temperatura do refrigerador;

Considerando a máquina térmica acoplada a máquina elétrica, é preciso um sistema de resfriamento por meio de trocadores de calor que recuperam o calor da máquina primária para produzir água quente ou vapor [5]. Tendo em vista isto, é possível introduzir a variável que representa um coeficiente de desempenho de refrigeração, COP (cooling coefficient of performance), que auxilia no cálculo de eficiência do sistema. COP é definido como a razão entre a potência de refrigeração obtida (P_{ref}) e a potência de entrada (P_i) da máquina elétrica, considerando:

$$\eta_{el} = \frac{P_{el}}{P_i} \quad (\text{B.11})$$

No qual:

η_{el} : Eficiência elétrica;

P_{el} : Potência elétrica obtida;

P_i : Potência de entrada,

$$COP = \frac{P_{ref}}{P_i} \quad (\text{B.12})$$

Com isso, é possível definir um coeficiente de desempenho de refrigeração solar COP_{solar} como a razão entre a potência de refrigeração obtida (P_{ref}) e a potência solar primária (P_{sol}), que alimenta o sistema de geração [5]:

$$COP_{sol} = \frac{P_{ref}}{P_{sol}} = \eta_{col} \cdot COP \quad (\text{B.13})$$

Considerando o sistema de geração, algumas tecnologias estão disponíveis para substituição da máquina primária, aqui sugerida como sendo um motor de combustão interna (MCI) com funcionamento semelhante ao motor de Stirling. A Tabela B.2 mostra uma comparação entre os principais dispositivos de acionamento primário usados na geração.

Tabela B.2: Comparação entre os principais meios de acionamento primário usados na geração em dois processos de conversão.

Tecnologia	Potência elétrica (kWe)	η_{el}	Custo ($k\\$/kWe$)
MCI	1 – 50	0,25 – 0,35	0,8 – 1,5
Micro-Turbina	≥ 30	0,25 - 0,30	0,5 - 1,3
Motor de Stirling	0,8 - 2	0,1 - 0,2	2,5 - 2,8
Célula a Combustível	1 - 50	0,4 - 0,7	> 3

A Relação de Geração em duas fases λ exprime entre o calor obtido e a potência elétrica gerada [5]. Trata-se de um parâmetro importante que deve ser levado em conta no início do projeto, para definir a máquina primária correta para a aplicação desejada e para avaliar a viabilidade econômica do sistema. A Tabela B.3 traz uma comparação do parâmetro λ entre os principais meios de acionamento primário.

Tabela B.3: Comparação do parâmetro λ entre os principais meios de acionamento primário usados na geração com dupla conversão.

Tecnologia	λ
MCI	1,5 – 3
Micro-Turbina	2 - 3
Motor de Stirling	1,2 - 8
Célula de Combustível	1 - 2,5

Máquinas elétricas lineares a ímãs permanentes são as mais indicadas para geração solar indireta deste tipo. São dispositivos que tem formatos mecanicamente simples, com eixo de excitação magnética móvel, e elevada eficiência (acima de 90%). É importante considerar a frequência de operação quando comparamos as potências específicas de cada projeto de máquina linear. A massa do conversor a uma dada eficiência elétrica é inversamente proporcional a frequência [35]. Para

uma dada configuração da máquina elétrica, a eficiência de conversão pode ser aumentada, aumentando a massa do conversor [35].

Referências Bibliográficas

- 1 INTERNACIONAL ENERGY AGENCY. *World Energy Outlook 2015*. França, Junho 2015.
- 2 EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA - EPE. *Balço Energética Nacional 2015*. Rio de Janeiro, Junho 2015.
- 3 PEREIRA, E. B.; MARTINS, F. R.; ABREU, S. L.; RUTHER, R. *Atlas Brasileiro de Energia Solar*. São José dos Campos, 2006.
- 4 BRASIL lança Programa de Geração Distribuída com destaque para energia solar. <http://migre.me/t871g>. Acesso: 22-01-2016.
- 5 IMMOVILLI, F.; BELLINI, A.; BIANCHINI, C.; FRANCESCHINI, G. Solar trigeneration for residential applications, a feasible alternative to traditional micro-cogeneration and trigeneration plants. In: *Industry Applications Society Annual Meeting, 2008. IAS '08. IEEE*. Edmonton, Alta: IEEE, 2008. p. 1–8. ISSN 0197-2618.
- 6 ROSSI, A.; IMMOVILLI, F.; BIANCHINI, C.; BELLINI, A.; SERRA, G. Design of linear alternators for thermoacoustic machines. In: *Energy Conversion Congress and Exposition, 2009. ECCE 2009. IEEE*. San Jose, CA: IEEE, 2009. p. 2436–2440.
- 7 ZHENG, P.; YU, B.; ZHU, S.; GONG, Q.; LIU, J. Research on control strategy of free-piston stirling-engine linear-generator system. In: *Electrical*

- Machines and Systems (ICEMS), 2014 17th International Conference on.*
Hangzhou: IEEE, 2014. p. 2300–2304.
- 8 CHEN, A.; DAI, X. Internal combustion engine vibration analysis with short-term fourier-transform. In: *Image and Signal Processing (CISP), 2010 3rd International Congress on.* Yantai: IEEE, 2010. v. 9, p. 4088–4091.
- 9 COSIC, A. *Analysis of a Novel Transverse Flux Machine with a Tubular Cross-section for Free Piston Energy Converter Application.* Tese (Doutorado) — KTH School of Electrical Engineering, Estolcomo.
- 10 AISHWARYA, R.; DHIVYABHARATHI, K. Solar powered stirling engine for self-generating electricity. In: *Recent Advancements in Electrical, Electronics and Control Engineering (ICONRAEECE), 2011 International Conference on.* Sivakasi: IEEE, 2011. p. 442–447.
- 11 SHARIATPANAH, H.; JAHROMI, M. Z.; FADAEINED-JAD, R. Simulation of a new grid-connected hybrid generation system with stirling engine and wind turbine. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, v. 5, n. 6, 2013. Disponível em: <<http://scitation.aip.org/content/aip/journal/jrse/5/6/10.1063/1.4850475>>.
- 12 KIRKLEY, D. W. Determination of the optimum configuration for a stirling engine. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v. 4, n. 3, p. 204–212, 1962. Disponível em: <<http://jms.sagepub.com/content/4/3/204.abstract>>.
- 13 SARI, A.; ESPANET, C.; LANZETTA, F.; CHAMAGNE, D.; MARQUET, D.; NIKA, P. Design and performance prediction of miniaturized stirling power generators. In: *Telecommunications Energy Conference, 2008. INTELEC 2008. IEEE 30th International.* San Diego, CA: IEEE, 2008. p. 1–7.
- 14 WALKER, G.; SENFT, J. R. *Free Piston Stirling Engines (Lecture Notes in Engineering)*. Berlin: Springer-Verlag, 1985.

- 15 FERNANDES, J. ao P. F. *Análise cinemática e dinâmica de mecanismos com recurso a meios computacionais*. Dissertação (Mestrado) — Universidade do Minho: escola de engenharia, 2000.
- 16 GIECK, K. *Manual de Fórmulas Técnicas*. Brasil: Dinalivro, 1996.
- 17 SOUZA, L. Projeto de um sistema de geração de eletricidade baseado em uma máquina elétrica linear e uma máquina térmica de pistão livre. *Dissertação em curso.*, 2015.
- 18 TSENG, W.-T.; WANG, J.-J. Cogging force analysis for design of a cross-shaped core permanent magnet linear motor. In: *Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2012 15th International Conference on*. Sapporo: IEEE, 2012. p. 1–5.
- 19 HUANG, W.; SHI, C.; XUE, Y.; SONG, G.; LING, Y. Optimal design of permanent magnet linear motor for reducing cogging force. In: *Transportation Electrification Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific), 2014 IEEE Conference and Expo*. Beijing: IEEE, 2014. p. 1–4.
- 20 FITZGERAL, A. E.; JR, C. K.; UMANS, S. D. *Máquinas Elétricas*. 6^a. Brasil: Bookman, 2013.
- 21 LEE, J.-Y.; HONG, J.-P.; KANG, D.-H. Analysis of permanent magnet type transverse flux linear motor by coupling 2d finite element method on 3d equivalent magnetic circuit network method. In: *Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2004 IEEE*. Changwon, Korea: IEEE, 2004. v. 3, p. 2092–2098 vol.3. ISSN 0197-2618.
- 22 COSIC, A.; SADARANGANI, U.; CARLSSON, F. *A novel concept of a Transverse Flux Linear Free-Piston Generator*. Estolcomo: [s.n.], 2004. 1-6 p.
- 23 GARCIA, J. S. D.; LUZ, M. V. F. da; BASTOS, J. ao P. A.; SADOWSKI, N. Transverse flux machines: What for? *IEEE Multidisciplinary Engineering Education Magazine*, v. 2, Março 2007.

- 24 HARRIS, M.; PAJOMAN, G.; SHARKH, S. A. The problem of power factor in vrpm (transverse-flux) machines. In: *Electrical Machines and Drives, 1997 Eighth International Conference on (Conf. Publ. No. 444)*. Cambridge: IEEE, 1997. p. 386–390. ISSN 0537-9989.
- 25 BOLDEA, I.; NASAR, S. A. *Linear Eletric Actuators and Generators*. 1^a. New York: Cambridge University Press, 1997.
- 26 RINDERKNECHT, F.; HERZOG, H. Calculation of a linear generator for a hybrid vehicle concept. In: *Electrical Machines (ICEM), 2010 XIX International Conference on*. Rome: IEEE, 2010. p. 1–5.
- 27 PING, H. W.; AROF, H.; WIJONO. Design of a permanent magnet linear generator. In: *Strategic Technology, The 1st International Forum on*. Ulsan: IEEE, 2006. p. 231–234.
- 28 WANG, J.; WANG, W.; ATALLAH, K.; HOWE, D. Design considerations for tubular flux-switching permanent magnet machines. *Magnetics, IEEE Transactions on*, v. 44, n. 11, p. 4026–4032, Nov 2008. ISSN 0018-9464.
- 29 SCHUTTE, J. *Optimisation of a transverse flux linear PM generator using 3D Finite Element Analysis*. Dissertação (Mestrado) — Stellenbosch University, 2011.
- 30 RIBEIRO, J. M. E. *Desenvolvimento de Gerador Linear de baixa velocidade para aplicação em conversor de energia renovável*. Dissertação (Mestrado) — Universidade do Algarve, 2010.
- 31 LANDGRAF, F. J. G. Propriedades magnéticas de aços para fins elétricos. *Aços: perspectivas para os próximos*, v. 10, p. 109–128, 2002.
- 32 CATÁLOGO Geral de Produtos - MagTek. 2014. 8 p. <http://www.magtek.com.br/wp-content/uploads/2014/02/catalogo-geral-magtek.pdf>. Acesso: 26-01-2016.

- 33 ACOS elétricos de Grão Orientado e de Grão Não Orientado. 2015. 13 p. <http://brasil.aperam.com/wp-content/uploads/2015/11/A--os-El--tricos-GO-e-GNO.pdf>. Acesso: 26-01-2016.
- 34 FRANCOIS, P.; PREVOND, L.; AHMED, H. B.; MULTON, B. Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling. In: *Electrotechnique du Futur*. GIF SUR YVETTE, France: Hal, 2003. p. 7p. Disponível em: <<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00674677>>.
- 35 WOOD, J. G. *Status of free-piston Stirling Technology at sunpower, INC*. Athens, OH, 2003.