

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**VELINGTON DE AQUINO NEUMANN**

**CONVERSOR DE ENERGIA ELÉTRICA A PARTIR DE  
MOVIMENTO MECÂNICO OSCILATÓRIO**

Porto Alegre

(2016)



**VELINGTON DE AQUINO NEUMANN**

**CONVERSOR DE ENERGIA ELÉTRICA A PARTIR DE  
MOVIMENTO MECÂNICO OSCILATÓRIO**

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Energia – Dispositivos Eletromagnéticos

ORIENTADOR: Dr. Roberto Petry Homrich

Porto Alegre

(2016)



VELINGTON DE AQUINO NEUMANN

## **CONVERSOR DE ENERGIA ELÉTRICA A PARTIR DE MOVIMENTO MECÂNICO OSCILATÓRIO**

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Roberto Petry Homrich, UFRGS  
Doutor pela UNICAMP, Campinas, Brasil

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Edson da Costa Bortoni, UNIFEI  
Doutor pela Universidade de São Paulo - São Paulo, Brasil

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho, UFRGS  
Doutor pela Cardiff University - País de Gales, Reino Unido

Prof. Dr. Carlos Guilherme da Costa Neves, UNIPAMPA  
Doutor pela Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, Brasil

Prof. Dr. Luís Alberto Pereira, UFRGS  
Doutor pela Universität Kaiserslautern – Kaiserslautern, Alemanha

Prof. Dr. Luiz Tiaraju dos Reis Loureiro, UFRGS  
Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Coordenador do PPGEE: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Luis Fernando Alves Pereira

Porto Alegre, Junho de 2016



## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho a minha esposa Rosana pelo apoio em todos os momentos e às minhas filhas, Gabriela e Catarina.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, PPGEE, pela oportunidade de realização de trabalhos em minha área de pesquisa.

Ao Professor Dr Roberto Petri Homrich pela orientação do trabalho.

Aos colegas do PPGEE, sala 109, pelas discussões técnicas e auxílio nas tarefas desenvolvidas durante o curso, especialmente Paulo Roberto Eckert, pelo companheirismo e auxílio no desenvolvimento do trabalho.

Ao bolsista Fabio Firmo pelo auxílio e dedicação no desenvolvimento do projeto e montagem do protótipo.

Aos Professores do Curso de Eletromecânica do Instituto Federal de Educação Ciência e Tecnologia Sul-rio-grandense - IFSUL, pela minha liberação para a realização do curso. Quero agradecer de forma especial ao Professor Dr. Claudio Luís d'Elia Machado pela significativa ajuda no modelamento matemático do sistema mecânico do dispositivo. Agradeço, também, ao Professor MSc. Gladimir Pinto da Silva pela ajuda na montagem do primeiro protótipo, que serviu para buscarmos novas soluções.



## RESUMO

O trabalho se concentra no estudo de um sistema de conversão de energia a partir de movimentos oscilatórios. Toma-se como exemplo de aplicação e objetivo norteador do estudo o aproveitamento da oscilação de uma boia marítima, oriunda do movimento ondulatório da água, como fonte de energia mecânica primária oscilatória, para de prover energia elétrica ao sinalizador da referida boia. O movimento da boia é modelado por um movimento com forma de onda sinusoidal, de acordo com as referências bibliográficas. A baixa frequência do acionamento força a escolha da topologia por uma que propicie alta densidade magnética. Após uma revisão sobre os materiais magnéticos e das topologias, optou-se pela topologia radial com duplo rotor, ímãs permanentes de NdFeB e enrolamento toroidal. Após a análise numérica através do Método dos Elementos Finitos foi projetado e construído o protótipo do gerador. A maioria das peças componentes do gerador foram fabricadas no próprio Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia, LAMEAE – UFRGS. Paralelamente a construção foi feita a modelagem analítica do gerador. Primeiro, foi feita a modelagem do campo magnético com a correção do efeito da ranhura, pelo Fator de Carter e após, foi modelada a tensão induzida a partir de movimento constante e de um movimento sinusoidal. A modelagem analítica do sistema dinâmico foi baseada no método de Lagrange. E finalmente, são apresentados os resultados e são feitas as validações entre os métodos analítico, numérico e experimental. Os ensaios experimentais foram feitos variando a frequência do acionamento e a amplitude do movimento do acionador. E finalmente, a utilização de um conversor CC-CC na saída do gerador, mostrou-se que pode ser uma solução para a utilização do protótipo em uma boia de sinalização.

**Palavras-chaves: Máquinas de Ímãs Permanentes. Máquinas Elétricas com Duplo Rotor. Topologias de Máquinas Elétricas. Conversão Eletromecânica de Energia. Modelagem Analítica. Modelagem Dinâmica de Sistemas Mecânicos.**

## **ABSTRACT**

This work focuses on the study of a power conversion system driven by an oscillating movement. The example of application taken into account as a guiding target of this study is the utilization of a sea buoy, exposed to the wave motion of the water, as the prime mover, a renewable source of oscillating mechanical energy, in order to supply power to the previously mentioned buoy flag. The movement of the float is modeled by a sine wave, according to the references. The low frequency of the sea waves requires a machine topology that provides high magnetic density. After a review of magnetic materials and topologies, the radial topology with dual rotor, permanent magnets NdFeB and toroidal winding was chosen. With the numerical analysis using the Finite Element Method the generator is designed and built. Most of generator parts were manufactured in the Electrical Machines Laboratory at UFRGS. In addition to the prototype construction, analytical modeling was studied. First, the magnetic field modeling was performed with the correction of the effect of the slotting, with the Carter's factor and also the induced voltage was modeled for a sinusoidal constant prime mover's movement. The analytical modeling of the dynamic system was based on the equation of Lagrange. Finally, the results are validated with the investigation on the analytical, numerical and experimental methods. Experimental tests were performed by varying the actuation frequency and amplitude of the prime mover's oscillation. At the end, the use of a DC-DC converter is proposed as the generator's power output to feed the signaling buoy.

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	15
2 REVISÃO DE LITERATURA .....	15
2.1 Histórico da Sinalização Marítima .....	15
2.2 Energia das Ondas .....	16
2.3 Conversores de energia das ondas em energia elétrica.....	19
2.3.1 Classificação pela localização .....	19
2.3.2 Classificação pelo princípio de funcionamento.....	20
2.4 CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS MAGNÉTICOS.....	22
2.4.1 Curvas de histereses .....	22
2.4.2 Principais características dos ímãs permanentes .....	24
2.4.2.1 Máximo produto energético $(BH)_{\max}$ .....	25
2.4.2.2 Densidade de fluxo magnético remanente ou indução residual $(B_r)$ .....	25
2.4.2.3 Fator de Quadratura (FQ) .....	25
2.4.2.4 Campo coercitivo ou coercitividade $(H_c)$ .....	26
2.4.2.5 Campo coercitivo intrínseco $(H_{ci})$ .....	26
2.5 Circuito Magnético com Ímã Permanente - Equacionamento Básico.....	26
2.6 Evolução das Máquinas de Ímãs Permanentes .....	29
2.7 Estruturas Estatóricas .....	30
2.7.1 Orientação do fluxo em máquina rotativas.....	30
2.7.1.1 Máquinas elétricas de fluxo radial (MEFR) .....	31
2.7.2 Disposição dos enrolamentos no estator.....	33
2.7.2.1 Núcleo de estator com ranhuras.....	33
2.7.2.2 Núcleo de estator sem ranhuras .....	34
2.7.3 Máquinas com e sem núcleo ( <i>coreless</i> ).....	35
2.7.4 Posição dos ímãs permanentes .....	36
2.8 Conjugado de Relutância.....	37
2.9 Máquina Elétrica de Fluxo Radial Ranhurada e Com Duplo Rotor.....	41
3 CONCEPÇÃO E PROJETO DO CONVERSOR DE ENERGIA .....	43
3.1 Concepção do Conversor.....	43
3.2 Determinação da Potência do Conversor .....	45
3.3 Cálculo do Volume Ativo.....	46
3.4 Dimensionamento dos Ímãs Permanentes .....	48
3.5 Características dos Ímãs Permanentes Utilizados no Gerador .....	50
3.6 Fabricação dos Ímãs Permanentes Utilizados no Gerador .....	51
3.7 Projeto Mecânico do Conversor .....	54
3.8 Projeto Eletromagnético .....	56

3.8.1 Seção Transversal do Núcleo do Estator .....	56
3.8.2 Tipos e formatos de ranhuras.....	60
3.8.3 Largura do dente do estator .....	62
3.8.4 Cálculo das ranhuras.....	62
3.8.5 Dimensões do estator.....	64
3.8.6 Dimensionamento das culatras interna e externas .....	64
3.9 Fabricação das Culatras do Rotor e do Núcleo do Estator .....	66
3.9.1 Fabricação das culatras .....	66
3.9.2 Fabricação do núcleo do estator .....	67
3.9.3 Montagem do gerador.....	70
4 MODELAMENTO ANALÍTICO .....	73
4.1 Modelamento Analítico do Campo Magnético .....	73
4.1.1 Equação geral do campo magnético em coordenadas polares.....	73
4.1.2 Correção do efeito da ranhura na indução do entreferro .....	77
4.2 Modelamento da Tensão Induzida.....	79
4.2.1 Modelamento da tensão induzida com velocidade constante .....	79
4.2.2 Modelamento da tensão induzida com velocidade sinusoidal.....	81
5 MODELAGEM DINÂMICA DO DISPOSITIVO DE ACIONAMENTO DO GERADOR.....	85
5.1 Dispositivo de Acionamento do Gerador .....	85
6 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	91
6.1 Resultados Pelo Método Numérico .....	91
6.1.1 Densidade de fluxo magnético no entreferro sem carga pelo método numérico ..	91
6.1.2 Simulação numérica do ângulo de defasagem entre as duas partes do rotor.....	94
6.2 Resultados Pelo Modelamento Analítico .....	96
6.2.1 Densidade de fluxo magnético no entreferro pelo método analítico .....	96
6.2.2 Posicionamento do rotor pelo método analítico .....	97
6.2.2 Tensão induzida por fase pelo método analítico .....	98
6.3 Comparação dos Resultados da Densidade de Fluxo pelo Modelamento Analítico e Modelamento Numérico .....	100
6.4 Circuito Equivalente .....	102
6.4.1 Resistência das bobinas .....	103
6.4.2 Medição da resistência elétrica das bobinas .....	103
6.4.3 Cálculo da indutância .....	104
6.4.4 Resultados a partir do circuito equivalente.....	106
6.4.5 Curva de circuito aberto .....	110
6.4.7 Movimento do rotor a partir de um acionamento sinusoidal.....	111
6.4.8 Geração de tensão a partir de um acionamento sinusoidal.....	117

6.4.9 Comparação da tensão induzida com velocidade constante .....	122
6.4.10 Comparação das tensões induzidas com acionamento sinusoidal .....	123
6.5 Elevação da Tensão de Saída .....	125
CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS .....	129
ANEXO A. MATERIAIS MAGNÉTICOS .....	137
A.1.1 Campo Magnético, Magnetização e Indução Magnética.....	137
A.1.2 Classificação Magnética dos Materiais .....	139
A.1.2.1 Ferromagnéticos.....	139
A.1.2.2 Ferrimagnéticos .....	142
A.1.2.3 Antiferromagnéticos .....	143
A.1.2.4 Diamagnéticos .....	143
A.1.2.5 Paramagnéticos .....	143
ANEXO B – DESENHOS DOS COMPONENTES Principais DO GERADOR.....	144

## ÍNDICE DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Ensaio de carga do Eclipsor.....	16
Figura 2 - Módulo Fotovoltaico .....	16
Figura 3 - Compartimento da Bateria.....	17
Figura 4 - Distribuição Global do Potencial Energético das Ondas .....	17
Figura 5 - Grandezas de uma onda .....	18
Figura 6 - Esquema de funcionamento de um dispositivo de Coluna de Água Oscilante .....	20
Figura 7 - Esquemas de funcionamento dos dispositivos de corpos oscilantes. ....	21
Figura 8 - Esquema de funcionamento do dispositivo de Galgamento .....	22
Figura 9 - Curva de histerese .....	23
Figura 10 - Segundo quadrante da curva de desmagnetização de um ímã .....	24
Figura 11 - Circuito Magnético com Ímã Permanente .....	26
Figura 12 - Ponto de operação do ímã permanente .....	28
Figura 13 - Caminho do fluxo magnético principal nas máquinas radiais .....	31
Figura 14 - Caminho do fluxo magnético numa MEFA.....	32
Figura 15 - Configurações básicas das máquinas de fluxo axial.....	33
Figura 16 - Laminação de um estator ranhurado.....	34
Figura 17 - Posicionamento dos Ímãs permanentes no rotor: (a) Rotor com ímãs permanentes embutidos; (b) Rotor com ímãs permanentes de superfície .....	36
Figura 18 - Representação de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo radial:.....	37
Figura 19 - Representação de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo Radial com rotor interno e externo .....	37
Figura 20 - Esquema dos ímãs deslocados: a) quatro polos; b) seis polos e c) oito polos .....	38
Figura 21 - Esquema da defasagem dos ímãs.....	40
Figura 22 - Foto de um rotor com os ímãs defasados.....	41
Figura 23 - Vista em corte de uma máquina elétrica com duplo rotor .....	41
Figura 24 - Dinâmica de operação.....	44
Figura 25 - Ensaio de carga do eclipsor .....	45
Figura 26 - Divisão da máquina para fins de cálculo do volume ativo .....	46
Figura 27 - Caminho magnético para o cálculo da altura do ímã.....	49
Figura 28 - Bloco de NdFeB magnetizado .....	51

Figura 29 - Corte dos ímãs na máquinas de eletro erosão – FANUC .....	51
Figura 30 - Fatia de NdFeB para a confecção dos ímãs .....	52
Figura 31 - Magnetizador .....	52
Figura 32 - Corte do ímãs: a) Tela da FANUC e b) Peça em corte.....	53
Figura 33 - Ímãs nas dimensões finais .....	53
Figura 34 - Projeção do Conversor.....	54
Figura 35 - Máquina de Eletroerosão a Fio .....	55
Figura 36 Desenho de montagem do gerador construído .....	55
Figura 37 - Circuito magnético em corte.....	57
Figura 38 - Divisão do núcleo estator: a) Parte superior e b) Parte inferior do núcleo..	57
Figura 39 - Dimensões dos componentes do núcleo .....	59
Figura 40 - Formatos típicos de ranhuras: a) ranhura reta semiaberta; .....	60
Figura 41 - Estator utilizando dentes retos e ranhuras semiabertas.....	61
Figura 42 - Estator utilizando dentes retos e ranhuras abertas .....	61
Figura 43 - Linha Radial entre os ímãs permanentes .....	65
Figura 44 - Magnitude da Indução Magnética numa linha Radial .....	65
Figura 45 - Curva BH do aço SAE 1010 .....	66
Figura 46 - Corte das Culatras .....	66
Figura 47 - Culatras internas e externas .....	67
Figura 48 - Montagem do núcleo do Estator .....	67
Figura 49 - Isolação das Ranhuras do Estator .....	68
Figura 50 - Bobinagem.....	68
Figura 51 - Estator bobinado .....	69
Figura 52 - Ligações entre as bobinas .....	69
Figura 53 - Uma das Partes do Rotor com o Eixo .....	70
Figura 54 - Montagem do gerador.....	70
Figura 55 - Fotografia do Gerador Construído.....	71
Figura 56 - Magnetização radial.....	74
Figura 57 - Descrição da topologia N-N do gerador ranhurado com duplo rotor .....	75
Figura 58 - Rotor interno do gerador.....	76
Figura 59 - Rotor externo do gerador .....	76
Figura 60 - Representação do ângulo magnético (a) e do passo de ranhura (b).....	82
Figura 61 - Esquema do Mecanismo oscilatório de acionamento do gerador.....	86

Figura 62 - Linhas nos entreferros externo (AA') e interno (BB') e linha radial posicionada no núcleo do estator entre os ímãs permanentes (CC').....	91
Figura 63 - Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes externos no entreferro .....	92
Figura 64 - Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes internos no entreferro .....	92
Figura 65 - Densidade de fluxo magnético numa linha radial (CC') situada entre os polos magnéticos .....	93
Figura 66 - Detalhe da defasagem entre as duas partes do rotor .....	94
Figura 67 - Resultado numérico do conjugado de relutância para diferentes ângulos de defasagem entre os rotores .....	95
Figura 68 - Densidade de fluxo nos entreferros interno e externo calculadas analiticamente.....	96
Figura 69 - Oscilação do rotor para uma frequência de 1 Hz e amplitude de 0,20m ....	97
Figura 70 - Oscilação do rotor para uma frequência de 1 Hz e amplitude de 0,20m em regime permanente .....	97
Figura 71 - Tensão de fase para uma velocidade constante igual a 2,7964 rd/s.....	98
Figura 72 - Tensão de fase para uma velocidade sinusoidal com frequência de 1 Hz, amplitude de 0,20m e $\theta_{mag}=0^0$ .....	99
Figura 73 - Tensão de fase para uma velocidade sinusoidal com frequência de 1 Hz, amplitude de 0,20m e $\theta_{mag}= 10^0$ .....	99
Figura 74 - Comparação entre as tensões da fase A com $\theta_{mag}$ de $0^0$ e $10^0$ .....	100
Figura 75 - Densidades de fluxo nos entreferros interno e externo.....	100
Figura 76 - Comparação entre os resultados analítico e numérico para densidade de fluxo no entreferro externo.....	101
Figura 77 - Comparação entre os resultados analítico e numérico para densidade de fluxo no entreferro interno.....	101
Figura 78 - Circuito equivalente trifásico do gerador.....	102
Figura 79 - Circuito magnético simplificado.....	104
Figura 80 - Circuito elétrico equivalente ao circuito magnético .....	104
Figura 81 - Circuito elétrico equivalente simplificado.....	105
Figura 82 - Circuito elétrico equivalente simplificado final .....	105
Figura 83 - Tensões induzidas de fase.....	107
Figura 84 - Intensidades de corrente de fases.....	108



Figura 85 - Tensões de fase na carga.....	108
Figura 86 - Tensão induzida de fase.....	109
Figura 87 - Intensidade de corrente.....	109
Figura 88 - Tensão de fase na carga.....	110
Figura 89 - Curva de circuito aberto.....	110
Figura 90 - Medição da Isolação Elétrica das Bobinas.....	111
Figura 91 - Montagem para Ensaio com Acionamento Sinusoidal.....	112
Figura 92 - Acoplamento do Encoder ao Eixo do Gerador.....	112
Figura 93 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,10m.....	113
Figura 94 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,15m.....	113
Figura 95 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,20 m.....	114
Figura 96 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de $\frac{1}{2}$ Hz.....	115
Figura 97 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de $\frac{3}{4}$ Hz.....	115
Figura 98 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de 1 Hz.....	116
Figura 99 - Comparação do posicionamento do rotor para uma amplitude de 0,20m e frequência de 1 Hz.....	116
Figura 100 - Posição, velocidade e tensão da fase B normalizadas.....	117
Figura 101 - Posicionamento da fase B para o tempo 0s.....	118
Figura 102 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,125 s.....	118
Figura 103 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,25s.....	119
Figura 104 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,375s.....	119
Figura 105 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,5 s.....	120
Figura 106 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,625 s.....	120
Figura 107 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,75 s.....	121
Figura 108 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,875 s.....	121
Figura 109 - Posicionamento da fase B para o tempo 1 s.....	122
Figura 110 - Comparações da tensão induzida de fase para uma velocidade constante.....	122

Figura 111 - Comparação das tensões de fase para uma velocidade com acionamento sinusoidal.....	123
Figura 112 - Comparações das tensões da fase A .....	124
Figura 113 - Comparações das tensões da fase B.....	124
Figura 114 - Comparações das tensões da fase C.....	124
Figura 115 - Montagem para retificação e elevação da tensão de saída.....	126
Figura 116 - Conversor CC-CC elevador de tensão .....	126
Figura 117 - Tensões no Conversor CC-CC.....	127
Figura 118 - Ciclo de histerese para materiais ferromagnéticos duros e macios .....	141
Figura 119 - Eixo do conversor .....	145
Figura 120 - Esquema de corte do ímãs .....	146
Figura 121 - Flange de fixação das culatras .....	147
Figura 122 - Ímã externo .....	148
Figura 123 - Ímã interno .....	149
Figura 124 - Núcleo do estator .....	150
Figura 125 - Pedestal .....	151
Figura 126 - Prolongador externo.....	152
Figura 127 - Sede dos rolamentos .....	153
Figura 128 - Suporte central .....	154

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Propriedades dos principais ímãs .....	26
Tabela 2 - Características dos ímãs para o gerador .....	50
Tabela 3 - Dimensões dos ímãs .....	53
Tabela 4 - Descrição das peças componentes do gerador .....	56
Tabela 5 - Dimensões do estator .....	64
Tabela 6 - Dimensões das Culatras.....	64
Tabela 7 - Características do gerador .....	71
Tabela 8 - Massa dos principais matérias componentes do gerador.....	72
Tabela 9 - Parâmetros do modelo matemático .....	90
Tabela 10 - Torque Máximo de Relutância .....	95
Tabela 11 - Propriedades magnéticas de materiais ferromagnéticos duros.....	141

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

$A_g$	Área do gap ( $m^2$ )
$\vec{B}$	Densidade de fluxo magnético (T)
$B_m$	Indução magnética no ímã (T)
$B_\delta$	Indução magnética no entreferro (T)
$B_r$	Indução residual (T)
$BH_{max}$	Produto energético máximo
$b_d$	Largura da base do dente (mm)
$B_d$	Indução magnética no dente (T)
$C_{Lire}$	Comprimento da circunferência no raio interno da ranhura externa (mm)
$C_{Lere}$	Comprimento da circunferência no raio externo da ranhura externa (mm)
$\vec{da}$	Elemento de área ( $m^2$ )
$E$	Energia média da onda por unidade de área ( $J/m^2$ )
$\vec{E}$	Intensidade do campo elétrico
$E_C$	Energia cinética
$E_P$	Energia potencial
$FQ$	Fator de quadratura
$g$	Aceleração da gravidade ( $m/s^2$ )
$g$	Comprimento radial do entreferro (m)
$gola_e$	Altura da gola da ranhura externa
$gola_i$	Altura da gola da ranhura interna
$H$	Altura da onda (m)
$H_{mo}$	Altura efetiva da onda (m)
$\vec{H}$	Campo magnético (A/m)
$H_c$	Força coercitiva (A/m)
$H_{ci}$	Força coercitiva intrínseca (A/m)
$H_k$	Intensidade de campo magnético para $0,9 J_s$
$H_m$	Campo magnético no material magnético (A/m)
$H_\delta$	Campo magnético no entreferro (A/m)
$h_m$	Comprimento do ímã (m)
$H_{mo}$	Altura eficaz da onda (m)

$h_e$	Altura transversal da coroa externa (m)
$h_i$	Altura transversal da coroa interna (m)
$h_r$	Altura da ranhura (m)
$h_{r_e}$	Altura da ranhura externa (m)
$h_{r_i}$	Altura da ranhura interna (m)
$h_s$	Altura da seção transversal do núcleo (mm)
$h_{si}$	Altura da seção transversal do núcleo calculada em função do rotor interno (mm)
$h_{se}$	Altura da seção transversal do núcleo calculada em função do rotor externo (mm)
$I_{nom}$	Intensidade de corrente nominal (A)
$J$	Polarização (T)
$k_{ep}$	Fator de empilhamento
$k_d$	Fator de dispersão
$L$	Comprimento da Onda (m)
$L_{ere}$	Largura externa da ranhura externa (m)
$L_{ire}$	Largura interna da ranhura externa (m)
$l_g$	Comprimento do entreferro (m)
$l_n$	Comprimento axial do núcleo do estator (mm)
$\vec{M}$	Magnetização
$m_h$	Massa da haste (kg)
$m_c$	Massa do pêndulo (kg)
$\vec{m}_m$	Momento magnético
$Neb$	Número de espiras por bobina
$Nr$	Número de ranhuras
$k_{ep}$	Fator de empilhamento
$R_{Lere}$	Raio da circunferência no ponto externo da ranhura
$S_m$	Área efetiva do material magnético (m <sup>2</sup> )
$S_g$	Área geométrica do material magnético (m <sup>2</sup> )
$S_r$	Área da ranhura
$T$	Período da onda (s)
$t_s$	Largura do fundo da ranhura (m)
$t_z$	Largura da parte superior da ranhura (m)
$V$	Volume (m <sup>3</sup> )

$V_{\phi}/F$	Tensão eficaz terminal de fase pela frequência do acionamento (V/Hz)
$V_{in_v}$	Tensão na entrada do conversor a vazio (V)
$V_{in_c}$	Tensão na entrada do conversor com carga (V)
$V_{out_c}$	Tensão na saída do conversor com carga (V)
$V_{out_v}$	Tensão na saída do conversor a vazio (V)
$\chi_m$	Suscetibilidade magnética ( $\Omega$ )
$X_s$	Reatância síncrona ( $\Omega$ )
$\mu$	Permeabilidade magnética (H/m)
$\mu_0$	Permeabilidade do vácuo (H/m)
$\mu_r$	Permeabilidade de retorno
$\rho$	Densidade da água do mar ( $\text{kg/m}^3$ )
$\phi_p$	Fluxo por polo (Wb)
$\phi_{pe}$	Fluxo do polo externo (Wb)
$\phi_z$	Fluxo magnético no dente (Wb)
$\theta$	Ângulo de inclinação do pêndulo
$\tau_n$	Passo de ranhura
<i>MEFA</i>	Máquina Elétrica de Ímãs Permanentes de Fluxo Axial
<i>MEFR</i>	Máquina Elétrica de Ímãs Permanentes de Fluxo Radial
<i>MEFT</i>	Máquina Elétrica de Ímãs Permanentes de Fluxo Transversal
<i>NdFeB</i>	Neodímio Ferro Boro
<i>OWC</i>	Coluna de água oscilante ( <i>Oscillation Water Column</i> )
<i>WEC</i>	Conversor de energia das ondas ( <i>wave energy converter</i> )
$2p$	Número de polos

# 1 INTRODUÇÃO

Atualmente existe a tendência mundial em buscar novas fontes de energia elétrica que sejam limpas, sustentáveis, menos poluente e com um custo menor. São desenvolvidas e pesquisadas tecnologias inovadoras com o intuito de reduzir os danos causados pela geração de energia elétrica de maneira convencional. Entende-se por energia renovável como sendo aquela que é obtida a partir de fontes naturais e esteja disponível ciclicamente.

Este trabalho foi concebido objetivando propor essa nova tendência de geração de energia elétrica, com aplicações em situações que hajam movimentos mecânicos oscilatórios. O trabalho não visa à criação de uma nova forma de geração, mas sim na adaptação de tecnologia já existente para a devida aplicação.

Como exemplo norteador do desenvolvimento do trabalho, utilizou-se o caso da sinalização do canal de navegação, que liga as cidades de Rio Grande e Porto Alegre.

Grande parte da economia do Estado do Rio Grande do Sul está concentrada na sua capital, Porto Alegre e arredores. Nessa região encontra-se, também, o polo petroquímico do Estado e a refinaria Alberto Pasqualini S.A. do sistema Petrobras. Em função das atividades econômicas desenvolvidas, o uso de transporte hidroviário é bastante frequente para a capital e região metropolitana da mesma. Devido a localização geográfica de Porto Alegre, o acesso ao mar se dá através da Lagoa dos Patos que a liga ao porto marítimo da cidade de Rio Grande.

A Lagoa dos Patos apresenta uma profundidade média de 6 metros e, portanto, para possibilitar a navegação na laguna, faz-se necessário a manutenção de um canal com calado de 6 metros com dragagens periódicas.

Nos dias atuais, a sinalização do canal de navegação é realizada através de boias sinalizadoras que utilizam sistemas fotovoltaicos com baterias para o fornecimento de energia elétrica ao sistema de iluminação piscante, chamado de eclipsor.

Na Figura 1 é apresentado o arranjo montado para o ensaio de carga do eclipsor e na Figura 2 o módulo fotovoltaico utilizado para alimentar o eclipsor.

**Figura 1 - Ensaio de carga do eclipsor****Figura 2 - Módulo fotovoltaico**

Esse canal de navegação, que liga o porto marítimo da cidade de Rio Grande à cidade de Porto Alegre tem, em sua extensão de 315 km, cerca de 200 boias sinalizadoras.

As boias sinalizadoras, por estarem equipadas com baterias automotivas, muitas vezes são alvos de depredação por parte de vândalos que furtoam as baterias para uso próprio.



O setor encarregado da manutenção das boias sinalizadoras adota, então, procedimentos que dificultem a ação desses vândalos, como o lacre do módulo fotovoltaico e do compartimento da bateria através de grades. Esse procedimento, entretanto, dificulta a ação das próprias equipes de manutenção.

A fim de eliminar a ação de vândalos que danificam o sistema de sinalização do canal de navegação, estuda-se o desenvolvimento de um sistema de energização da sinalização que seja confiável e não seja atraente aos vândalos, visto que não terá seus componentes visíveis na boia. Na Figura 3 é mostrado o compartimento das baterias de uma boia de sinalização.

**Figura 3 - Compartimento da bateria**



O grande obstáculo a ser enfrentado no projeto é o alto período das ondas do canal que variam de 3 a 12 segundos, proporcionando uma baixa frequência de acionamento do gerador a ser projetado.

A utilização de um gerador de ímãs permanentes é a mais indicada por ser uma aplicação dedicada e, principalmente, por não ter a possibilidade de alimentação de bobinas de campo por uma rede externa.

Como a força eletromotriz (*fem*) induzida neste tipo de gerador é proporcional à velocidade do acionamento, deve-se considerar um adequado dimensionamento do número de espiras e número de polos da máquina.

## 2 REVISÃO DE LITERATURA

### 2.1 HISTÓRICO DA SINALIZAÇÃO MARÍTIMA

De acordo com o Centro de Sinalização Náutica Almirante Moraes imagina-se que os primeiros e vários povos litorâneos, por necessidade ou curiosidade, se fizeram ao mar, afastando-se cada vez mais de seus "*portos*" de partida. Durante o dia, orientavam-se por marcas perceptíveis do litoral; mas e à noite, como regressariam? Então, alguém da terra, quem sabe seus familiares, acendiam fogueiras sobre montes de pedras ou elevavam fogaréis em braseiros com qualquer artefato possível. À medida que esses primitivos navegantes se encorajaram e passaram a contornar o litoral circunvizinho, em viagens mais longas, outros sinais tiveram que criados, da forma mais rudimentar ao alcance humano da época.

Apesar das maiores atenções e importância sempre dada às edificações, nesta fase da história, elas não teriam serventia se não fossem encimadas por uma fonte luminosa, adequadamente protegida contra os ventos e as intempéries, por uma lanterna. Com o correr dos séculos, a lanterna viria a merecer igual atenção dispensada às torres dos faróis, por ter de abrigar, além da fonte luminosa, os aparelhos refletores ou refratores da luz, mecanismos de rotação e outros acessórios. Aliás, é oportuna uma ligeira digressão sobre o significado de "*lanterna*", para nós, nessa época. Lanterna é tão somente o dispositivo, guarnecido ou não por caixilhos de material transparente, que encimava o corpo dos faróis, com o propósito de proteger, a fonte de luz e outros aparelhos afins, que com o tempo surgiram.

Existem registros documentais, imagens, descrições, inscrições, moedas e outros, que comprovam a existência de pelo menos 200 faróis na Antiguidade, entre 300 A.C. e 300 D.C., e de no mínimo outros 30 construídos dentro dos limites do Império Romano, durante seu esplendor.

O mais famoso e o que melhor se conhece dessa época, considerado, de fato, como o primeiro farol da História, foi o construído na ilha de Pharos, a oeste da entrada da baía de Alexandria, nos limites do delta do rio Nilo, e que lhe deu o nome, "*Pharos de Alexandria*", sua torre de pedra com cerca de 149 metros de altura, tinha a forma quadrangular na base, com 33 metros de lado, octogonal na seção intermediária e circular na superior. Sua fogueira podia ser avistada a 29 milhas náuticas.

Essa, em resumo, é a descrição que nos deixou o geógrafo Edrisi, que o visitou em 1150, antes de sua destruição por um terremoto em 1200.

## 2.2 ENERGIA DAS ONDAS

Mesmo que o trabalho vise apenas o aproveitamento das ondas para gerar energia suficiente para alimentar a sinalização de uma boia marítima, é importante mencionar as atuais possibilidades de aproveitamento das ondas para a geração de energia em grande escala.

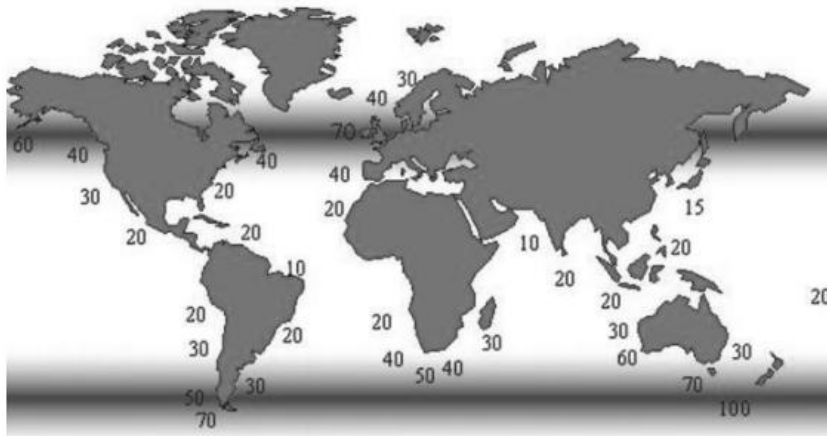
Existem várias formas potenciais de aproveitamento da energia dos oceanos: energia das marés, energia térmica, energia das correntes marítimas e a energia das ondas (RONCHI, 2013). A energia das marés é o aproveitamento do movimento regular de elevação e abaixamento do nível do mar. A energia térmica é associada a diferença de temperatura entre a água da superfície e do fundo do mar. A energia das correntes marítimas é gerada a partir da energia cinética dessas correntes marítimas. E finalmente a energia das ondas, que é de interesse dessa proposta de estudo, são resultantes do atrito do vento com a superfície do mar. Os ventos, que são originados pelo aquecimento das massas de ar que geram diferenças de pressão, transferem energia na forma potencial e cinética para a água.

O aproveitamento das ondas marítimas é uma das formas mais promissoras entre as fontes de energia renováveis, uma vez que são capazes de prover recursos energéticos em quase todas as regiões geográficas (ELGHALI; BENBOUZID; CHARPENTIER, 2007).

De acordo com uma estimativa realista fornecida pelo *World Energy Council*, a energia das ondas em todo o mundo poderiam fornecer até  $2 \times 10^6$  MW de eletricidade, cerca de 12% da demanda mundial.

Na Figura 4, podemos identificar a distribuição do potencial global da energia das ondas, distribuídos em kW/m.

**Figura 4 - Distribuição global do potencial energético das ondas**



**Fonte: ARANDA, 2010**

As pesquisas sobre a produção de energia das ondas é, obviamente, mais avançada em países que fazem fronteira com grandes oceanos, onde é encontrado o maior potencial. Na Europa, a maioria das plantas piloto, em projeto ou em operação, estão localizadas ao longo da costa do Atlântico, em países como a Irlanda, Portugal, Espanha, Noruega e Reino Unido.

Uma das vantagens mais importantes da energia das ondas, em comparação com outras formas de energia derivadas de energia solar é a alta densidade de energia das ondas. De fato, a energia da onda pode ser considerada como uma forma concentrada de energia solar e eólica. Por exemplo, na latitude 15 ° N, a densidade média de energia solar direta, vento, e as energias de onda são 0,17, 0,58, 8,42 kW/m<sup>2</sup>, respectivamente. Além disso, a disponibilidade da energia das ondas é muito maior do que outras formas de energia renováveis.

Ao contrário das energias solar e eólica, energia das ondas não requer grandes extensões de terra e ainda pode estar mais disponível onde é necessário, como ilhas remotas que não estão conectados à rede, onde o custo da eletricidade seria mais elevado. A previsibilidade das ondas é outro fator importante a considerar. Enquanto o vento pode ser previsto apenas algumas horas de antecedência, as ondas são previsíveis dias de antecedência.

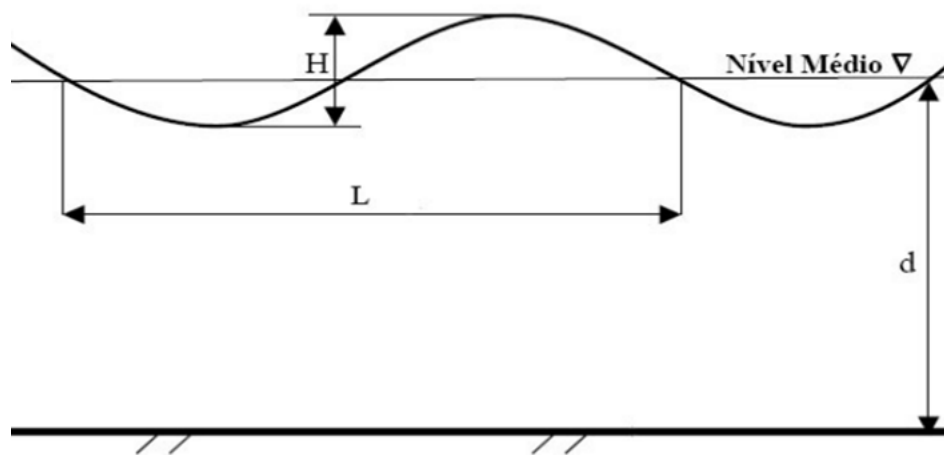
A quantidade dessa energia depende do comprimento da onda e da sua altura. Estima-se que, aproveitando as ondas litorâneas, há cerca de 10<sup>6</sup> MW de potência em ondas do mundo.

Se as ondas em mar aberto forem computadas, esta energia pode aumentar para  $10^7$  MW, que é comparável com o atual consumo de energia global. Mas há diferentes estimativas sobre quanto dessa energia é explorável.

A energia das ondas, como descrito anteriormente, é uma combinação de energia potencial, devido à sua altura, e a energia cinética, resultante de movimentos da partícula de água.

Os conversores de energia das ondas (WEC) podem gerar eletricidade a partir de ambas as formas.

**Figura 5 - Grandezas de uma onda**



A energia média de uma onda por unidade de área em águas profundas, onde a profundidade da água é superior a um terço do comprimento de onda, pode ser estimado pela equação (1).

$$E = \frac{\rho g H_{mo}^2}{16} \quad (1)$$

Onde  $E$  é a energia média da onda por unidade de área ( $J/m^2$ ),  $\rho$  é a densidade da água do mar ( $kg/m^3$ ),  $g$  é a aceleração da gravidade ( $m/s^2$ ), e  $H_{mo}$  é a altura eficaz da onda (m).

Para uma onda sinusoidal com uma amplitude de  $H/2$ , caso da Figura 5 tem-se:

$$H_{mo} = H\sqrt{2} \quad (2)$$

O valor de energia calculado pela Equação (1) é dividido igualmente entre energia cinética e potencial da onda.

Quanto à potência, sabe-se que é proporcional ao quadrado da amplitude da onda e ao seu período. A potência por unidade de largura de frente de onda, é calculada pela equação (3).

$$P = \frac{\rho g^2 T H_{mo}^2}{64\pi} \quad (3)$$

Como um exemplo, para uma onda típica da Lagoa dos Patos com amplitude de 0,2 m e período de 9 s, a energia disponibilizada pela onda é 1,73 kJ/m<sup>2</sup>, o que corresponde a uma potência de 3,5 kW/m.

## 2.3 CONVERSORES DE ENERGIA DAS ONDAS EM ENERGIA ELÉTRICA

As ondas, as marés e os oceanos possuem reservas energéticas inesgotáveis. De acordo com CLÉMENT (2002), após décadas de pesquisa, existem diversos tipos de dispositivos para a extração da energia marítima (*WEC*).

Podem-se classificar os dispositivos pela sua localização ou pelo seu princípio de funcionamento.

### 2.3.1 Classificação pela localização

Os conversores são classificados quanto à distância da sua localização em relação à costa (RONCHI, 2013).

#### 2.3.1.1 Dispositivos costeiros (*shoreline*)

São dispositivos construídos na orla costeira. Dessa forma, estes dispositivos apresentam vantagens de instalação, manutenção e não necessitam grandes extensões de cabos submarinos para a transmissão da energia elétrica gerada. Por outro lado, por serem instalados próximos ao fundo mar, conseguem utilizar somente de 25% a 50% do recurso oferecido.

#### 2.3.1.2 Dispositivos próximos da costa (*nearshore*)

São instalados em zonas mais ou menos afastadas da costa, onde a profundidade seja aproximadamente 20 m, próximos a quebra-mares e molhes.

### 2.3.1.3 Dispositivos afastados da costa (*offshore*)

Esses dispositivos são instalados longe da costa, onde a profundidade é entorno de 40 a 50 metros.

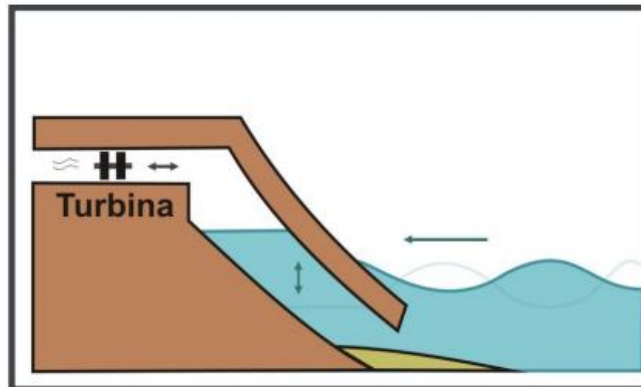
### 2.3.2 Classificação pelo princípio de funcionamento

Quanto ao modo de conversão de energia das ondas em energia elétrica pode-se classificá-los em três classes: coluna de água oscilante, corpos oscilantes e de galgamento.

#### 2.3.2.1 Coluna de água oscilante

Uma coluna de água oscilante utiliza um grande volume de água que se move como um pistão num cilindro. A variação do nível da água dentro do dispositivo força o ar a sair da coluna, acionando o gerador de energia elétrica.

**Figura 6 - Esquema de funcionamento de um dispositivo de coluna de água oscilante**



Fonte: RONCHI, 2013

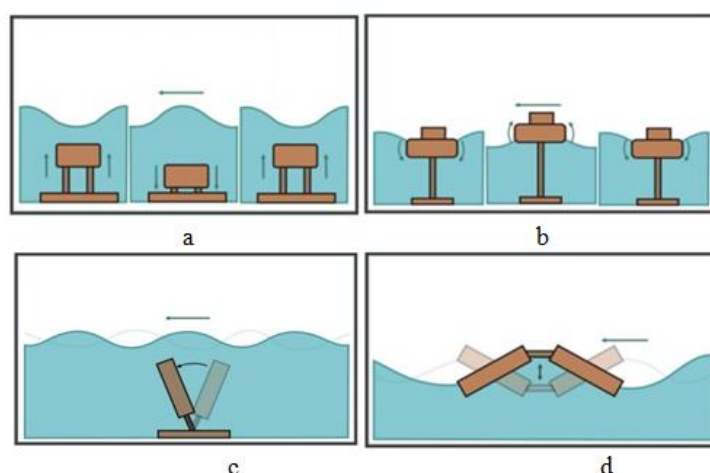
#### 2.3.2.2 Corpos oscilantes

Quanto ao funcionamento desse dispositivo, sabe-se que a passagem da onda provoca a oscilação do próprio dispositivo, o qual, na maioria dos casos, impulsiona um sistema hidráulico que aciona o gerador elétrico. Em relação à posição do mesmo na água, eles podem ser de corpos flutuantes ou submersos.

A Figura 7a mostra um dispositivo submerso onde o corpo oscilante se move verticalmente.

Na Figura 7b o dispositivo é flutuante e o movimento do corpo oscilante é em torno de um eixo. Na Figura 7c o dispositivo é submerso e o corpo oscilante oscila pelo movimento horizontal da onda. E finalmente na Figura 7d, tem-se um dispositivo flutuante, composto por mais de um corpo oscilante, que se movimentam em relação ao outro.

**Figura 7 - Esquemas de funcionamento dos dispositivos de corpos oscilantes.**



**Fonte: RONCHI, 2013**

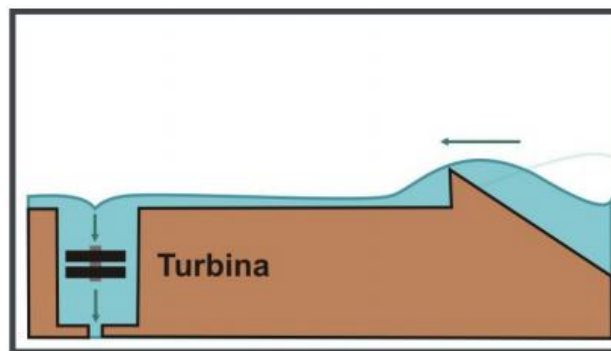
### **2.3.2.3 Galgamento (*Overtopping devices*)**

Neste tipo de dispositivo, a elevação das ondas faz com a água seja armazenada em um reservatório acima do nível do mar. A água, ao retornar para o nível do mar passa por turbinas e assim aciona o gerador elétrico. Em geral, conversores de galgamento têm vantagens que os distinguem de outros dispositivos.

As flutuações da energia gerada por estes dispositivos são relativamente pequenas, porque a água é armazenada temporariamente e assim a conversão ocorre em condições estáveis, apresentam custo menor do que os outros tipos de dispositivos e finalmente, a utilização de uma rampa que concentra a entrada de água faz com que possa ser utilizada mesmo onde a densidade de ondas seja pequena (BEVILACQUA; ZANUTTIGH, 2011).



**Figura 8 - Esquema de funcionamento do dispositivo de galgamento**



**Fonte: RONCHI, 2013**

Neste estudo, será desenvolvido um conversor de energia das ondas considerado como costeiro, pela sua localização, e quanto ao princípio de funcionamento pode ser classificado como do tipo corpos oscilantes.

O dispositivo é autônomo, em sua concepção, e necessita disponibilizar energia elétrica para suprir a demanda de um sinalizador de localização e orientação marítima.

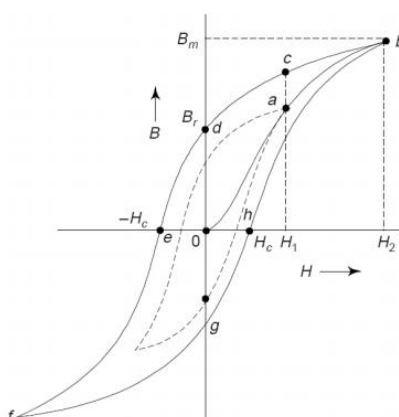
Por tratar-se de um dispositivo classificado como autônomo e do tipo corpos oscilantes, o emprego de ímãs permanentes se torna uma opção muito interessante. A concepção construtiva e inovadora deve permitir que o movimento oscilatório presente se manifeste como velocidade relativa entre os referidos ímãs e bobinas adequadamente dispostas.

## **2.4 CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS MAGNÉTICOS**

### **2.4.1 Curvas de histereses**

As curvas de histereses, também chamadas de *laço de histerese*, descrevem o comportamento magnético de um material ferromagnético ou ferrimagnético.

**Figura 9 - Curva de histerese**



**Fonte: LUNA, 2012**

Parte-se do ponto **0**, considerando um material totalmente desmagnetizado que é submetido a um aumento contínuo de campo magnetizante  $H$ .

O ponto **a** mostra as condições magnéticas ao aumentar a intensidade magnética até  $H_1$ . Se  $H_1$  é aumentada até um valor máximo  $H_2$  e, após, diminui novamente até  $H_1$ , a densidade de fluxo decresce, mas não segue o caminho inicial, ela decresce a taxa menor do que a taxa de crescimento.

O fenômeno que causa o atraso entre a densidade de fluxo  $B$  e campo magnético  $H$  é chamado de *histerese*. Se o valor de  $H$  é ainda mais reduzido, de  $H_1$  até zero,  $B$  não é reduzida a zero, mas para um valor  $B_r$ . O material manteve um magnetismo permanente. Esse valor  $B_r$  na ordenada é chamada de remanência. O valor  $B$  pode ser reduzido a zero sob o ponto **e**, invertendo a direção de  $H$  e aumentando seu valor de  $H_c$ . Esse valor de  $H_c$  é chamado de força coercitiva ou coercitividade (LUNA, 2012).

A curva de histerese depende de três grandezas: o campo magnético aplicado ( $H$ ) responsável pela magnetização e desmagnetização do ímã, da polarização ( $J$ ) proveniente da magnetização do material e da densidade de fluxo magnético ( $B$ ) que depende de  $H$  e de  $J$ .

De acordo com FARIA (2005) a relação entre elas é:

$$B = \mu_0 H + J \quad (4)$$

Onde  $\mu_0$  é a permeabilidade do espaço livre (no vácuo  $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$  VsAm<sup>-1</sup>),  $B$  e  $J$  estão em tesla (T) e  $H$  em Ampère por metro (Am<sup>-1</sup>). E em termos práticos:

$$J = \mu_0 M \quad (5)$$

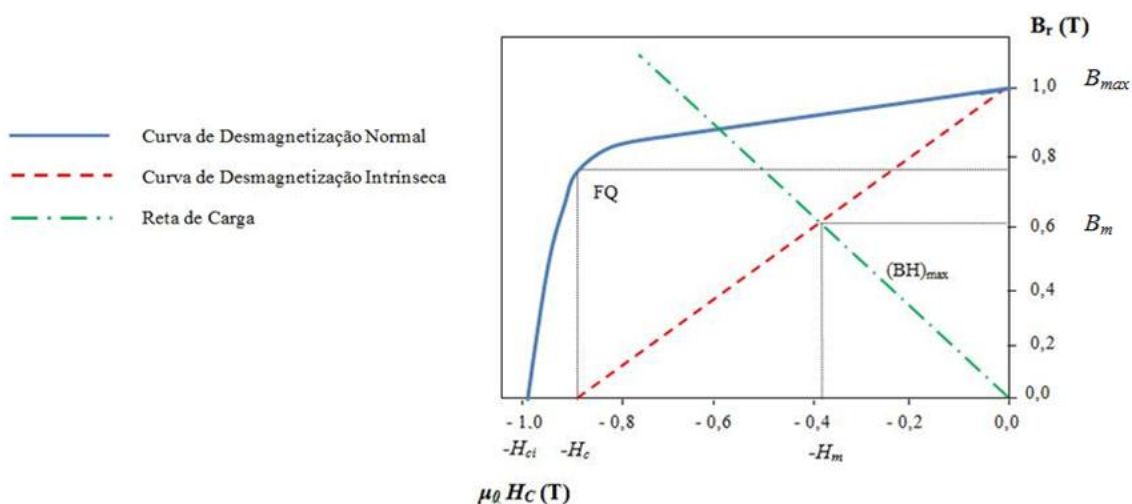
#### 2.4.2 Principais características dos ímãs permanentes

Durante o processo de magnetização de ímã permanente, o valor do campo aplicado,  $H$ , é tão elevado, que existe uma diferença significativa entre suas características normais e intrínsecas. A curva normal relaciona o campo externo aplicado  $H$  com a magnetização intrínseca  $M$  e a indução total  $B$ . A curva intrínseca relaciona a polarização magnética  $J$  com o campo externo aplicado  $H$  (PEREIRA, 2011a) e é usada para determinar os efeitos de condições externas desmagnetizantes sobre o ímã permanente, e a curva normal, para a determinação da densidade de fluxo nos entreferros de um circuito magnético do qual faça parte um ímã permanente.

Quanto maior for o valor do campo externo aplicado, mais divergentes serão as curvas intrínseca e normal (SILVEIRA, 2003).

As curvas de desmagnetização de um ímã permanente estão apresentadas na Figura 10.

**Figura 10 - Segundo quadrante da curva de desmagnetização de um ímã**



Fonte: SILVEIRA, 2003

A escolha de um tipo de ímã para uma determinada aplicação depende fundamentalmente das características magnéticas dos ímãs.

Essas características são relacionadas diretamente ao segundo quadrante da curva de magnetização e desmagnetização do ímã.

#### 2.4.2.1 Máximo produto energético $(BH)_{\max}$

É o máximo valor do produto  $BH$  obtido no segundo quadrante e corresponde ao ponto máximo da curva obtida pelo produto  $B$  e  $H$  da curva de desmagnetização. Caso o circuito magnético funcione no ponto de produto energético máximo, o volume do ímã permanente é minimizado da mesma forma como o seu custo (LOUREIRO, 2008). Os fabricantes usualmente indicam os valores  $B_a$  e  $H_a$  do ponto de trabalho do ímã onde provavelmente se encontre o máximo produto energético. Para o caso dos ímãs com desmagnetização totalmente linear no segundo quadrante, a determinação do  $(BH)_{\max}$  poder obtida como (ANOCIBAR, 2011):

$$(BH)_{\max} = \frac{B_r H_c}{4} \quad (6)$$

#### 2.4.2.2 Densidade de fluxo magnético remanente ou indução residual $(B_r)$

É a densidade de fluxo magnético que se mantém num determinado material mesmo quando o campo magnético  $H$  é levado a zero.

#### 2.4.2.3 Fator de Quadratura (FQ)

Segundo LUNA (2012), o fator de quadratura é um indicador de estabilidade de um ímã frente a um campo desmagnetizante, este fator pode ser determinado a partir da curva do segundo quadrante, Figura 10, por:

$$FQ = \frac{\mu_0 H_k}{\mu_0 H_c} \quad (7)$$

Onde  $H_k$  é a intensidade de campo magnético para 0,9  $J_s$ . O  $FQ$  é uma grandeza adimensional que, para uma característica intrínseca idealmente quadrada, terá o valor 1. Assim, quanto mais próximo da unidade estiver o  $FQ$ , maior a estabilidade de um ímã quando submetido a um campo desmagnetizante (ANOCIBAR, 2011).

#### 2.4.2.4 Campo coercitivo ou coercitividade ( $H_c$ )

É a intensidade de campo magnético externo necessário para anular o de campo magnético do material.

#### 2.4.2.5 Campo coercitivo intrínseco ( $H_{ci}$ )

É a intensidade do campo magnético externo necessário para reduzir a polarização  $J$  à zero.

**Tabela 1 - Propriedades dos principais ímãs**

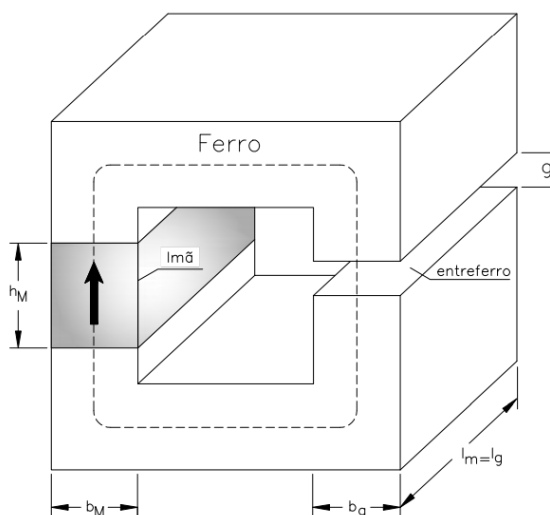
Propriedades	Unidades	Ferritas anisotrópicas	Neodímio	Alnico	Samário-cobalto
Remanência ( $B_r$ )	Tesla	0,35 a 0,43	0,6 a 1,35	0,6 a 1,35	0,7 a 1,95
Força Coercitiva ( $H_c$ )	kA/m	180 a 400	800 a 1900	40 a 130	800 a 1500
Resistividade ( $\rho$ )	$\mu\Omega\text{cm}$	>10.000	150	47	86
Temperatura máxima	$^{\circ}\text{C}$	400	80 a 200	500 a 550	250 a 350
Temperatura de <i>curie</i>	$^{\circ}\text{C}$	450	310 a 350	850	700 a 800
Massa específica	$\text{kg/cm}^3$	4900	7400	7300	8200

Fonte: Hendershot e Miller, 1994; Fitzgerald, 2006; ANOCIBAR, 2011

### 2.5 CIRCUITO MAGNÉTICO COM IMÃ PERMANENTE - EQUACIONAMENTO BÁSICO

O circuito magnético mostrado na Figura 11 é utilizado para demonstrar os princípios do dimensionamento de ímãs.

**Figura 11 - Circuito magnético com ímã permanente**



Segundo PEREIRA (2011), aplicando-se a lei de Ampère ao caminho pontilhado e considerando o ferro com permeabilidade infinita a relação mostrada na equação (1).

$$\oint \vec{H} \cdot d\vec{l} = H_m h_m + H_g g = 0 \quad (8)$$

Dessa forma, tem-se:

$$H_m h_m = -H_g g \quad (9)$$

Considerando que a lei de Maxwell  $\nabla \cdot B = 0$  acarreta que o fluxo magnético total sobre uma superfície fechada deva ser zero.

A equação (10) é desenvolvida a partir da aplicação da lei de Maxwell numa linha fechada que atravessa transversalmente o ímã permanente e o entreferro, como mostrada pela linha tracejada da Figura 11.

$$\oiint \vec{B} \cdot d\vec{a} = A_m B_m - A_g B_g \quad (10)$$

Em (10),  $\vec{B}$  é a densidade de fluxo magnético e  $d\vec{a}$  o elemento de área. Desprezando-se o fluxo disperso, tem-se:

$$A_m B_m = A_g B_g \quad (11)$$

Onde  $B_m$  é a densidade de fluxo magnético no ímã e  $B_g$  a densidade de fluxo magnético no entreferro.

Pela equação (9) se tem o campo magnético do entreferro  $H_g$  com o sinal contrário ao do campo magnético do ímã permanente  $H_m$  e sabendo ainda que a densidade de fluxo magnético no entreferro tem o mesmo sinal do campo magnético, conclui-se que o ímã opera no segundo quadrante da curva B-H do ímã.

A partir da equação (9), e considerando a equação (12)

$$B_g = \mu_0 H_g \quad (12)$$

obtem-se , em (13) que

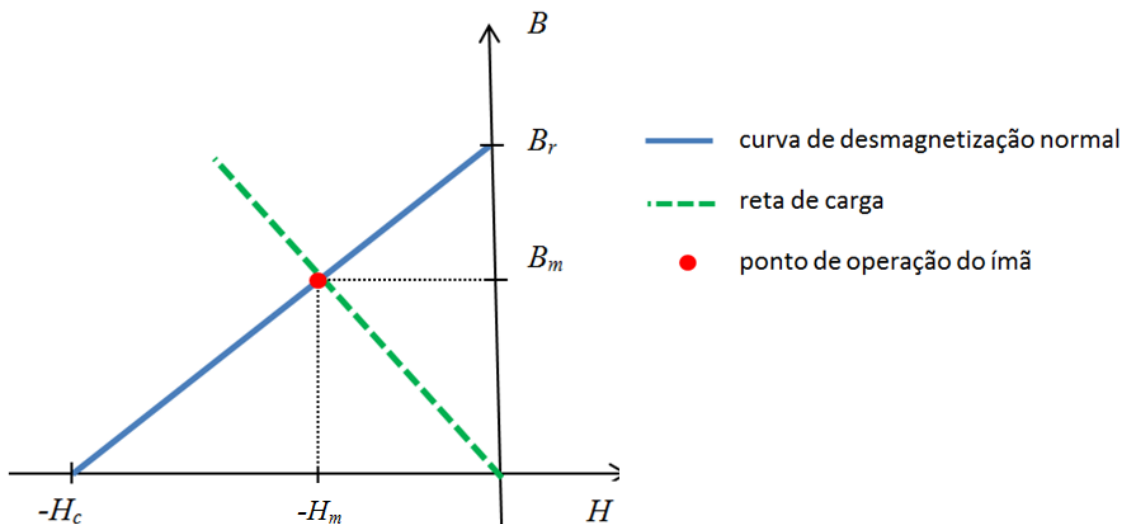
$$B_g = -\mu_0 \frac{h_m}{g} H_m \quad (13)$$

Com base nas equações (11) e (13) determina-se a relação entre o valor da densidade de fluxo magnético e o campo no ímã, equação (14), que representa a equação da reta de carga do ímã permanente.

$$B_m = -\mu_0 \cdot \frac{A_g}{A_m} \cdot \frac{h_m}{g} \cdot H_m \quad (14)$$

A Figura 12 apresenta a curva de desmagnetização de um ímã permanente, a reta de carga e o ponto de operação do ímã.

**Figura 12 - Ponto de operação do ímã permanente**



O ponto de operação do ímã é determinado pelo ponto de intersecção da reta de carga com a curva normal de desmagnetização do ímã.

Segundo ANOCIBAR (2011) a equação (15) representa uma aproximação da curva de desmagnetização normal do ímã.

$$B_m = B_r + \mu_m H_m \quad (15)$$

Inserindo a equação (14) em (15), tem-se (16).

$$B_g = -\mu_0 \cdot \frac{h_m}{g} \cdot \frac{(B_m - B_r)}{\mu_m} \quad (16)$$

## 2.6 EVOLUÇÃO DAS MÁQUINAS DE ÍMÃS PERMANENTES

A história das máquinas elétricas de ímãs permanentes não começou bem. Surgiram em 1951, mas logo foram substituídas por máquinas elétricas com bobinas de excitação (SAUNDERS; WEAKLEY, 1951). Dois motivos foram responsáveis por esse fracasso: a incapacidade dos ímãs permanentes de manterem a magnetização durante o tempo de partida dos motores e quando sujeitos a regimes de curto-circuito, e também, o alto custo das máquinas.

Para DONSIÓN (1990), os primeiros motores de ímãs permanentes, desenvolveram-se na tentativa de substituir os motores de relutância.

Em 1954 Merrill desenvolveu o motor de ímãs permanentes em corrente alternada, denominado “Permasyn”. Logo em seguida, surgiu o “Statexyn”, que permitiu o aumento do fluxo útil, mas sua característica construtiva era muito complexa. Em 1980 HOSINGER (1980) propôs a inclusão de ímãs nas regiões normalmente utilizadas como barreiras de fluxo nos motores de relutância.

Na década de 70 a Siemens desenvolveu o motor “Siemosyn” (patente UK 1 177 247), ainda comercializado e outra versão (patente UK 1 056 605) onde o rotor ocupa uma posição externa ao estator. Ainda na década de 70, mais precisamente em 1977, Lajoie-Mazene introduziu uma configuração que utilizava ferrite como material magnético, mas o fluxo era muito limitado e o motor se comportava praticamente como uma máquina de relutância com o rotor segmentado.

Em 1978, BINNZ (1992) propôs uma configuração híbrida que combina a ação da relutância com a excitação dos ímãs, caracterizada por uma construção simples, a máquina apresentava boas características de arranque e de sincronização.

A superação da tecnologia magnética e das topologias das máquinas desenvolvidas na década de 50 se deu pelo desenvolvimento das tecnologias associadas ao melhoramento das características dos materiais magnéticos, ou melhor, pelo aumento da sua indução remanente e da sua força magnetomotriz coercitiva (FERREIRA, 2000).

Na década de 80 com os elementos do grupo Terras Raras, em especial o Neodímio, foram produzidas ligas como Neodímio-Ferro-Boro – NdFeB, com excelentes características magnéticas, revolucionando o campo de aplicações dos ímãs permanentes na excitação de máquinas elétricas (GOLTZ, 2012).



Atualmente, conforme TAVARES (2014) observa-se um crescimento do emprego de máquinas de ímãs permanentes em diversos segmentos de atividades industriais. Dois aspectos que contribuem de forma significativa para isso são a evolução dos materiais magnéticos aplicáveis e as geometrias empregadas em projetos inovadores.

A capacidade de processamento dos computadores atuais proporciona a realização de projetos e simulações espaciais utilizando o Método de Elementos Finitos para análise do campo e circuitos magnéticos, possibilita o desenvolvimento e a aplicação de máquinas de ímãs permanentes, tornando-se uma opção mais interessante que as máquinas convencionais, com enrolamentos de campo (JULIANI, 2007).

Vários trabalhos anteriores, como os de (BIANCHI; BOLOGNANI, 2000) e (JAHNS; SOONG, 1996), entre outros, já evidenciavam a prática de combinar diferentes técnicas construtivas, permitindo que esta modalidade de máquina elétrica venha apresentando evolução crescente quanto a seu desempenho, como a redução de perdas e o aumento da relação conjugado/peso.

## **2.7 ESTRUTURAS ESTATÓRICAS**

A flexibilidade geométrica dos ímãs permanentes permite a construção de máquinas elétricas com um variado número de topologias.

As quatro características principais, levadas em consideração, para a definição da topologia são: a orientação do fluxo magnético na máquina; disposição dos condutores no estator; a existência ou não de núcleo no estator e a posição dos ímãs permanentes.

### **2.7.1 Orientação do fluxo em máquina rotativas**

Quanto à orientação do fluxo magnético no entreferro, as máquinas elétricas rotativas podem ser divididas basicamente em máquinas elétricas de fluxo axial, máquinas elétricas de fluxo radial.

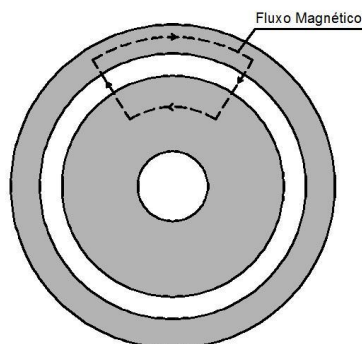
### 2.7.1.1 Máquinas elétricas de fluxo radial (MEFR)

As máquinas elétricas de fluxo radial foram inventadas em 1837 e são utilizadas quase que exclusivamente desde a sua invenção (LOUREIRO, 2008). Nessa configuração, o fluxo magnético tem a direção perpendicular ao sentido de rotação do rotor que pode ser interno ou externo.

A facilidade construtiva, principalmente com relação à laminação do estator, faz com que as máquinas com essa topologia tenham um custo menor e conseqüentemente tenham a sua utilização disseminada (MAIA, 2011).

A Figura 13 mostra o caminho do fluxo magnético principal para a máquina de fluxo radial (HEWITT, 2005).

**Figura 13 - Caminho do fluxo magnético principal nas máquinas radiais**



### 2.7.1.2 Máquinas elétricas de fluxo axial (MEFA)

Embora a grande maioria das máquinas elétricas seja de fluxo radial, há um interesse contínuo nas máquinas elétricas de fluxo axial (HEWITT, 2005).

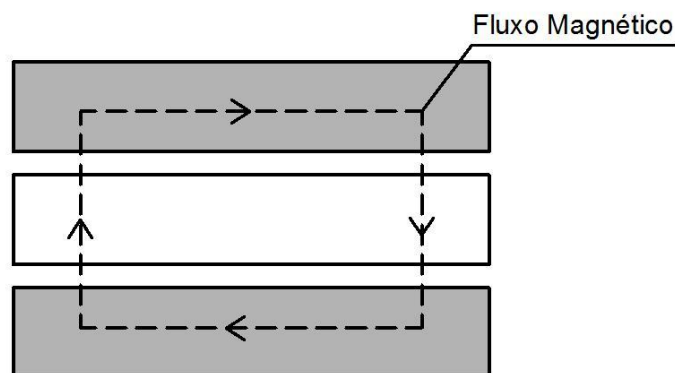
As primeiras máquinas elétricas foram de fluxo axial, criadas por Michael Faraday em 1831. Outros inventores foram um anônimo com as iniciais P.M., 1832, W. Ritchie, 1833 e B. Jacobi, 1834 (GIERAS, 2002).

Pouco tempo depois, T. Davenport em 1837, pediu a primeira patente para uma máquina elétrica de fluxo radial, que passou a ser principal configuração para máquinas elétricas.

O nome máquina de fluxo axial (MEFA) vem do fato de que nestas máquinas, o fluxo no entreferro é na direção axial.

A Figura 14 mostra o caminho do fluxo magnético principal para a máquina de fluxo axial (HEWITT, 2005).

**Figura 14 - Caminho do fluxo magnético numa MEFA**



A laminação dos núcleos dos estatores das MEFAs, devido à direção axial do fluxo no entreferro, deve ser na direção radial. Nessa configuração, o passo de ranhura é variável ao longo do raio da máquina, o que dificulta a automação dos processos de fabricação dos estatores com ranhuras.

De uma forma generalista, qualquer princípio de funcionamento de uma máquina elétrica de fluxo axial pode ter uma máquina de fluxo axial correspondente. O que faz a utilização de uma ou outra é normalmente a viabilidade econômica e as tecnologias envolvidas na fabricação (FERREIRA, 2011).

Nas máquinas de fluxo axial, a potência pode variar entre poucos watts a valores inferiores a um quilowatt. Essa restrição de potência é justificada geometricamente.

À medida que a potência gerada pela máquina de fluxo axial aumenta, a superfície de contato entre o rotor e o eixo fica menor em termos proporcionais. Dessa forma a transferência do conjugado produzido no rotor para o eixo da máquina torna-se estruturalmente mais complexa, já que a força de cisalhamento existente na região de transferência aumenta com o inverso do raio do eixo. Uma solução interessante para este problema é a utilização da topologia de múltiplos discos (CARVALHO, 2011).

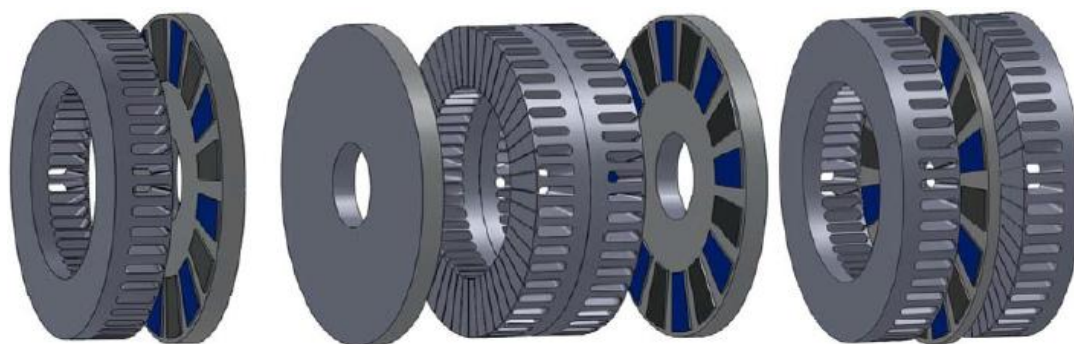
As principais características das máquinas axiais são sua alta densidade de potência e seu curto comprimento axial em relação ao seu grande diâmetro. Como sua estrutura permite comportar um grande número de polos, são ideais para máquinas de baixa rotação e alto conjugado, tipo geradores eólicos, motores para veículos elétricos, propulsão naval, ventiladores entre outros (OSÓRIO, 2011).

Outras características importantes das máquinas axiais são a economia de espaço e a possibilidade de utilizar a tração direta (VALERO, 2004).

Segundo FERREIRA (2011), existem três configurações básicas das máquinas de fluxo axial, de acordo com a posição de estator em relação ao rotor.

As estruturas básicas mostradas na **Erro! Fonte de referência não encontrada.** são: a) estrutura com um entreferro, b) estrutura com dois entreferros e estator interno, c) estrutura com duplo entreferro e rotor interno.

**Figura 15 - Configurações básicas das máquinas de fluxo axial**



**Fonte: FERREIRA, 2011**

## **2.7.2 Disposição dos enrolamentos no estator**

A disposição dos enrolamentos no estator se resume à utilização ou não de ranhuras no estator.

### **2.7.2.1 Núcleo de estator com ranhuras**

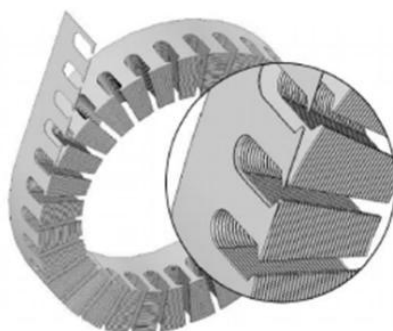
Os núcleos dos estatores das máquinas convencionais normalmente são ranhurados. A grande vantagem dessa configuração é o entreferro, que pode ser muito pequeno.

Segundo FERREIRA (2011) as perdas no ferro nos estatores com ranhuras são maiores do que nos estatores sem ranhuras, devido ao volume de ferro dos dentes. Os dentes do estator impõe um limite de saturação, obrigando a se trabalhar com induções magnéticas, no entreferro, menores do que nos estatores sem ranhuras. A presença de ranhuras, também gera uma variação no fluxo magnético, o que induz correntes parasitas no disco de rotor e nos ímãs permanentes, diminuindo assim sua eficiência.

O valor superior da indutância magnética das máquinas com núcleos estatóricos ranhurados afeta negativamente a regulação de tensão no modo gerador, mas em contrapartida, para aplicações em que se utilizam conversores estáticos de energia, esses núcleos ranhurados, permitem reduzir o conteúdo harmônico da corrente, imposto pela comutação.

A dificuldade de fabricação do núcleo do estator é a principal desvantagem de uma máquina com ranhuras.

**Figura 16 - Laminação de um estator ranhurado**



**Fonte: FERREIRA, 2011**

O núcleo deve ser laminado em uma direção paralela ao eixo rotacional, como mostrado na Figura 16, apresentando uma elevada complexidade construtiva.

Outro problema que surge com a utilização de ranhuras no estator é o conjugado de relutância, mais conhecida na literatura como *cogging torque*, que no caso da proposta em estudo, onde a velocidade de acionamento do gerador é muito baixa, pode inviabilizar a sua utilização. Esse efeito merece uma atenção especial, o que é feito no item 2.8.

### **2.7.2.2 Núcleo de estator sem ranhuras**

O enrolamento é posicionado sobre o núcleo do estator, assim o entreferro é maior do que nos estatores ranhurados já que, neste caso, o entreferro é o espaço de ar entre o rotor e o estator e adicionada a altura da bobina. Este entreferro maior deve ser compensado com a utilização de ímãs permanentes de elevado produto energético ou um maior volume de material magnético permanente.

A principal vantagem da utilização de estator sem ranhuras é que nesses, não existe o conjugado de relutância. Pode-se ainda salientar que o conteúdo harmônico da força eletromotriz por efeito de ranhura não está presente nos estatores sem ranhuras.

Nas máquinas de fluxo axial com estatores sem ranhuras, um inconveniente é que elas não se adaptam ao funcionamento com enfraquecimento do campo, devido ao baixo valor da indutância própria (FERREIRA, 2011).

### **2.7.3 Máquinas com e sem núcleo (*coreless*)**

A presença de um núcleo ferromagnético diminui significativamente a relutância do circuito magnético da máquina, sendo por isso utilizado na quase totalidade das máquinas elétricas. Como desvantagem, gera perdas no estator, devido as correntes parasitas e a histerese.

Quando não se utiliza núcleo de ferro, os enrolamentos são amarrados, colados ou embebidos em resinas. Essa solução, normalmente, é utilizada em máquinas de baixa potência.

As máquinas sem núcleo no estator, comumente chamadas de “*coreless*” possuem o enrolamento de estator enrolado em material não magnético e não condutivo, suportando toda a estrutura.

O emprego da topologia sem núcleo tem como vantagem eliminar as perdas por correntes parasitas, perdas por efeito de histerese magnética no estator, bem como a eliminação do conjugado de relutância.

Quanto ao enrolamento, a utilização de bobinas concentradas garante vantagens de fabricação e montagem, custo reduzido, menor diâmetro total da máquina e menores perdas no enrolamento de estator devido ao menor comprimento.

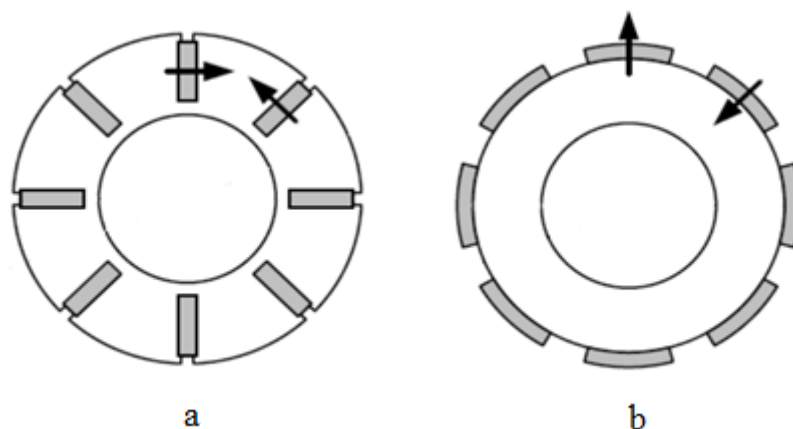
Além disto, estas máquinas possuem baixa reação de armadura, o que confere uma menor influência da corrente de carga sobre o fluxo principal, e, portanto uma melhor regulação de tensão, no caso de geradores. Como desvantagem, pode-se citar a exigência de um grande volume de ímãs permanentes, em virtude de ter um circuito magnético com maior relutância.

### 2.7.4 Posição dos ímãs permanentes

Os ímãs permanentes criam o campo magnético principal da máquina são chamados de indutor e normalmente, ficam no rotor das máquinas.

Os ímãs permanentes podem ser colocados no rotor da máquina de diversas formas (LIMA, 2011). Existem duas configurações que são, habitualmente, utilizadas: configuração com ímãs embutidos e configuração com ímãs na superfície, como mostradas na Figura 17.

**Figura 17 - Posicionamento dos ímãs permanentes no rotor: (a) Rotor com ímãs permanentes embutidos; (b) Rotor com ímãs permanentes de superfície**



**Fonte: LIMA, 2011**

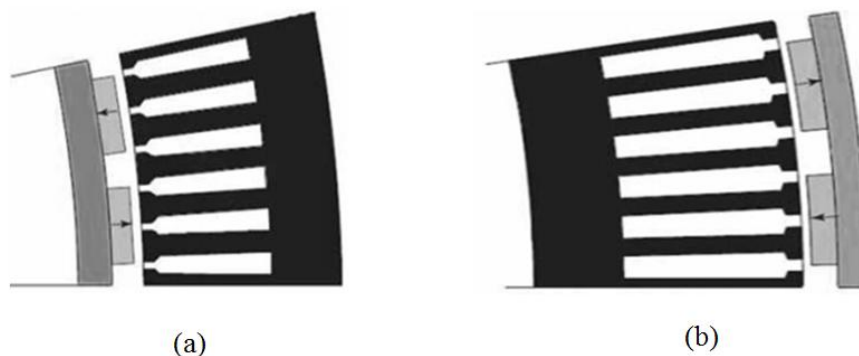
Na primeira configuração, os ímãs são polarizados na direção circunferencial, intercalados por concentradores de fluxo.

Estes concentradores de fluxo permitem um maior controle sobre a densidade de fluxo no entreferro, permitindo que sejam atingidos elevados valores de indução no entreferro, mesmo com baixos valores de fluxo remanescente.

As máquinas síncronas convencionais podem ser de induzido (armadura) girante e polos estacionários ou de induzido estacionário e polos girantes, que é a forma mais difundida e adotada neste trabalho.

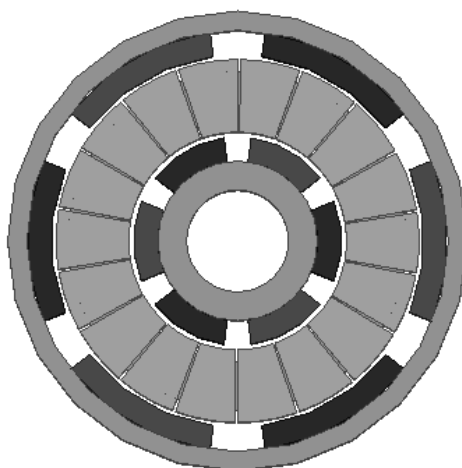
Quanto ao posicionamento do rotor, as máquinas síncronas de ímãs permanentes podem ser de rotor interno ou externo, ou ambos, conforme mostram as Figura 18 e Figura 19, respectivamente.

**Figura 18 - Representação de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo radial:  
a) Rotor Interno e b) Rotor externo**



Fonte: MAIA, 2011

**Figura 19 - Representação de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo radial com rotor interno e externo**



## 2.8 CONJUGADO DE RELUTÂNCIA

A análise da disposição dos condutores no estator se divide em estatores com ou sem ranhuras.

Logicamente, os estatores com ranhuras apresentam um menor entreferro e consequentemente podem gerar maiores valores de tensão com o mesmo volume de ímãs permanentes. Em contra partida, os estatores com ranhuras apresentam o conjugado de relutância, que é um fenômeno natural das máquinas de ímãs permanentes.



Segundo DOSIEK (2007), numa máquina de ímãs permanentes, o conjugado de relutância, é gerado pela interação entre o fluxo magnético do rotor (ímãs permanentes) e a variação da permeabilidade magnética do entreferro, devido à geometria das ranhuras do estator.

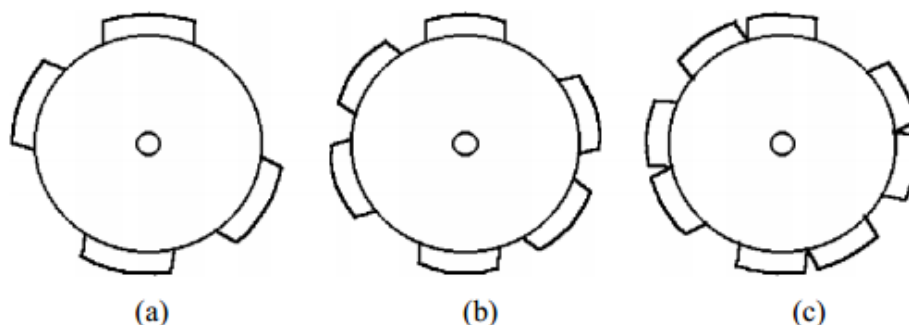
O conjugado de relutância é um componente indesejável para o funcionamento das máquinas. É especialmente importante nas máquinas que trabalham em velocidades baixas, pois em alta velocidade, o momento de inércia do rotor faz com que o conjugado de relutância seja menos importante (DOSIEK, 2007).

No caso deste estudo, o conversor é acionado pela oscilação proporcionada pelo movimento das ondas. Há necessidade de considerar momentos de calmaria ou, pelo menos, de momentos de muito pouca amplitude da oscilação da onda e, em pior caso, pouca amplitude e baixa frequência. Isto implica em evitar ao máximo a existência de conjugado de relutância na máquina e estratégias para esta redução são consideradas.

As medidas que podem ser adotadas no projeto da máquina para minimizar o conjugado de relutância são a eliminação das ranhuras, laminações do estator e ranhuras com formato especial, escolha do número de ranhuras do estator de acordo com o número de polos, ímãs excêntricos (deslocados), ímãs de desenho especial, substituição de um ímã por segmentos de ímãs, dimensionamento da largura do ímã e a correta magnetização do ímã e, a mais utilizada de todas, que é a utilização de inclinação relativa entre ranhuras e ímãs (*skewing*).

A Figura 20 apresenta um esquema de um rotor com os ímãs deslocado

**Figura 20 - Esquema dos ímãs deslocados: a) quatro polos; b) seis polos e c) oito polos**



Fonte: DOSIEK, 2007

De acordo com DOSIEK (2007), além da utilização de um número fracionário para a razão entre o número de ranhuras e o número de polos, o deslocamento dos polos entre si, é uma forma de diminuir o conjugado de relutância.

O deslocamento dos polos faz com o conjugado de relutância não ocorra no mesmo sentido de rotação ao mesmo tempo, portanto não se somam e dessa forma o conjugado de relutância total é menor.

Segundo BIANCHI (2002) o conjugado de relutância ( $T_{cog}$ ) pode ser reduzido, utilizando valores apropriados para o número de polos e de ranhuras. O Número de períodos ( $N_p$ ) da forma de onda do conjugado de relutância durante uma rotação depende do numero de ranhuras e de polos.

Para um rotor com polos idênticos, igualmente espaçados ao redor do rotor, o número de períodos do conjugado de relutância durante a rotação de um passo de ranhura é dado por:

$$N_p = \frac{2p}{MDC\{Q, 2p\}} \quad (17)$$

Onde  $Q$  e  $2p$  são o numero de ranhuras do estator e numero de polos respectivamente, e  $MDC$  é o máximo divisor comum entre  $Q$  e  $2p$ . O ângulo mecânico correspondente a cada período é:

$$\alpha_{\tau_c} = \frac{2\pi}{N_p Q} \quad (18)$$

O valor de  $N_p$  é um indicador que mostra se a forma de onda elementar do conjugado de relutância está em fase ou não. Quando o número de períodos  $N_p$  é baixo significa que os picos de conjugado ocorrem na mesma posição do rotor.

Nesse caso, os torques parciais se sobrepõem e, conseqüentemente o conjugado de relutância fica maior. Por outro lado, quando  $N_p$  resulta num número alto, o os picos de torque se distribuem ao longo do passo de ranhura, produzindo um conjugado de relutância baixo.

Assim, os maiores valores de conjugado de relutância correspondem aos baixos valores de  $N_p$ .

Um método conhecido para reduzir o conjugado de relutância é fazer uma inclinação das ranhuras do estator ou, alternativamente, dos ímãs permanentes, com o mesmo resultado. A fim de eliminar completamente o conjugado de relutância, o ângulo de inclinação  $\mathcal{G}_{sk}$  tem de ser igual ao período  $\alpha_{\tau c}$  do conjugado de relutância (BIANCHI; BOLOGNANI, 2002), isto é,

$$\mathcal{G}_{sk} = \frac{1}{N_p} \frac{2\pi}{Q} \quad (19)$$

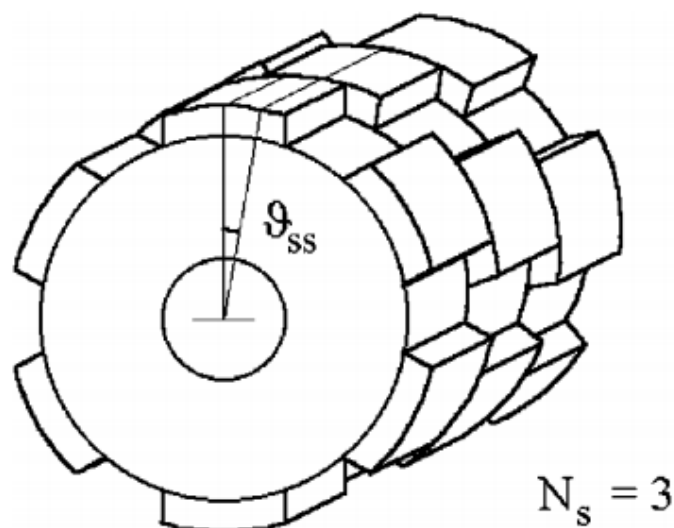
Mas a inclinação também traz alguns problemas para a fabricação da máquina. A inclinação das ranhuras do estator torna o bobinamento automático quase impossível, assim, não pode ser aplicado às máquinas que são fabricadas em série.

Para aplicar o *skewing* no rotor (ímãs permanentes), uma maneira mais simples é fazer o rotor dividido, axialmente, em  $N_s$  módulos. Cada módulo tem o seu centro polar defasado do outro de uma inclinação  $\mathcal{G}_{ss}$ . A inclinação total é dada por (20).

$$\mathcal{G}_{sk} = (N_s - 1) \mathcal{G}_{ss} \quad (20)$$

Na Figura 21 é ilustrada a defasagem dos polos de um rotor.

**Figura 21 - Esquema da defasagem dos ímãs**



**Fonte: BIANCHI & BOLOGNANI, 2000**

Já na Figura 22, é mostrado um rotor com os polos defasados com 3 camadas.

**Figura 22 - Foto de um rotor com os ímãs defasados**

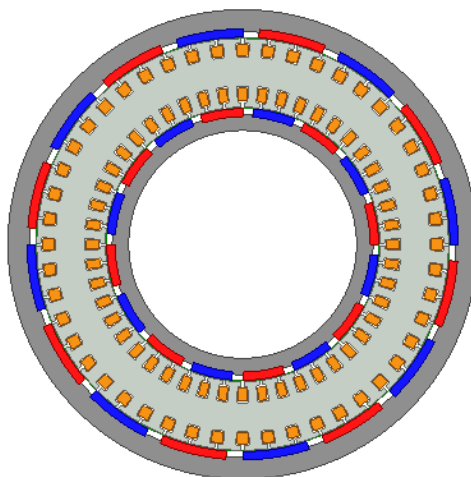


**Fonte: BIANCHI & BOLOGNANI, 2000**

## **2.9 MÁQUINA ELÉTRICA DE FLUXO RADIAL RANHURADA E COM DUPLO ROTOR**

A Figura 23 mostra a configuração da máquina utilizada no projeto em estudo. Neste caso, a máquina tem dois rotores, onde os ímãs permanentes são posicionados e o estator tem ranhuras tanto no diâmetro interno como no externo, acomodando as bobinas, que são bobinadas de forma toroidal.

**Figura 23 - Vista em corte de uma máquina elétrica com duplo rotor**



De acordo com QU (2003) nessa topologia o rendimento da máquina pode ser consideravelmente maior do que com a topologia convencional devido à distribuição compacta do enrolamento toroidal, pois as cabeceiras de bobinas são menores do que os enrolamentos convencionais o que diminui o volume e a resistência elétrica das bobinas.

Nessa topologia, o comprimento da cabeceira não é uma função do diâmetro da máquina como nas topologias convencionais (NEUMANN; HOMRICH, 2014a).

Ainda segundo QU (2003) as forças radiais são equilibradas na topologia de duplo rotor. Nas topologias convencionais, as forças radiais são geradas na tentativa de diminuir o entreferro e fazer o rotor entrar em contato com o estator. Na topologia proposta, essas forças são equilibradas porque as forças em oposição são iguais, idealmente falando, devido à simetria.

### 3 CONCEPÇÃO E PROJETO DO CONVERSOR DE ENERGIA

#### 3.1 CONCEPÇÃO DO CONVERSOR

Os conversores, classificados no item 2.3.2, normalmente não fazem a conversão de energia diretamente.

O projeto piloto de uma usina de conversão de energia das ondas de Pecem – CE, por exemplo, é constituída por flutuadores que movimentam braços metálicos, caracterizando-a como conversor de corpos oscilantes. Os braços acionam pistões hidráulicos que pressurizam água doce para um sistema de alta pressão formado por um acumulador hidropneumático e uma câmara hiperbárica. Esse sistema libera um jato que aciona uma turbina Pelton que por sua vez, aciona um gerador de energia convencional.

O sistema mostrado na Figura 7d, é conhecido como Pelamis. O Pelamis é, basicamente, formado por uma estrutura articulada composta por diferentes módulos cilíndricos que são acoplados por juntas flexíveis. O movimento ondulatório das ondas incidentes faz com que os módulos cilíndricos oscilem em torno das juntas que os unem. Essa oscilação pressuriza óleo que é forçado a passar por motores hidráulicos, que são os responsáveis por acionar os geradores de energia elétrica.

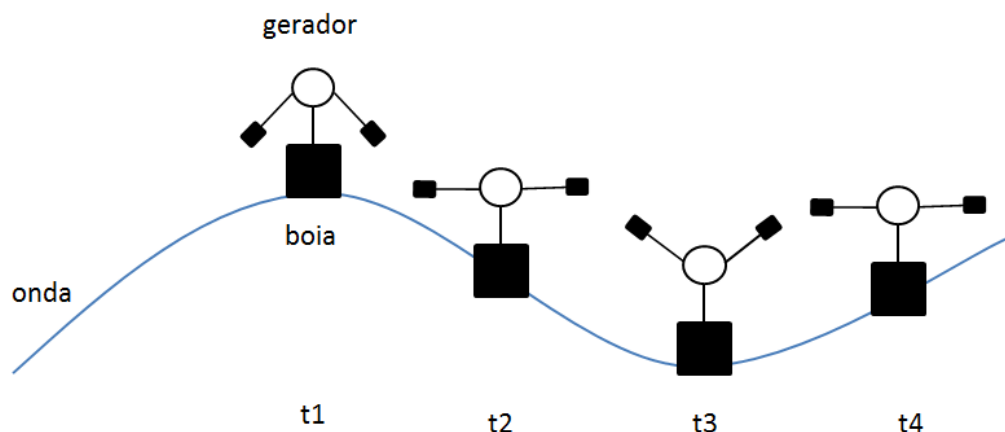
Os sistemas de coluna de água oscilante, Figura 6, e os de galgamento, Figura 8, também utilizam uma turbina hidráulica para acionar o gerador de elétrico.

Portanto, estes conversores de energia das ondas não proveem a conversão diretamente do movimento oscilatório proporcionado pelo movimento das ondas em energia elétrica.

O dispositivo proposto neste trabalho prove a conversão da energia da onda de forma direta. O gerador proposto apresenta o estator toroidal, mancalizado por um eixo solidário à boia, e um rotor duplo com uma massa descentralizada que faz com que o mesmo oscile, por inércia, com a mesma frequência das ondas. Trata-se de um conversor pendular.

Na Figura 24 é apresentada a dinâmica de operação do conversor proposto. O sistema completo é composto por dois geradores acoplados por um sistema de engrenagens que faz com que as massas descentralizadas, fixadas ao rotor de cada gerador, se movimentem verticalmente, em relação ao eixo proporcionando movimento de giro em sentidos opostos.

**Figura 24 - Dinâmica de operação**



Ainda na Figura 24, no instante t1 a boia e, conseqüentemente, o conversor estão no pico da onda e as massas decentralizadas, representadas por pêndulos, dos dois geradores se posicionam na posição inferior. Em t2, quando a boia está numa posição mediana da onda, os pêndulos sobem até uma posição intermediária. Em t3, a boia está no vale da onda e os pêndulos sobem até a posição mais elevada. E, finalmente, em t4, quando a boia começa a subir novamente, os pêndulos descem até uma posição intermediária, mais uma vez.

Cabe salientar que estudos comparativos preliminares mostraram que o emprego de máquina linear não se tornou viável, neste caso, devido às dimensões necessárias, que se apresentaram bem superiores do que aquelas obtidas com o emprego de um conversor pendular.

Quanto à instalação do conversor proposto em uma boia sinalizadora, pode-se inferir que sua massa é desprezível em comparação com a massa total da boia. Em valores quantitativos, tal tipo de boia pode apresentar entre 500 e 1700 kg de massa, enquanto o conversor proposto apresenta menos do que 10 kg de massa, o que representa menos de 2% da massa da boia.

Quanto ao acionamento, considerando que a amplitude da onda com período de 12 s corresponda a um período elétrico, à velocidade correspondente seria de 5 rpm para um gerador equivalente de um par de polos, sob acionamento rotativo contínuo. Isto significa uma velocidade de acionamento muito baixa, em comparação com as máquinas tradicionais.

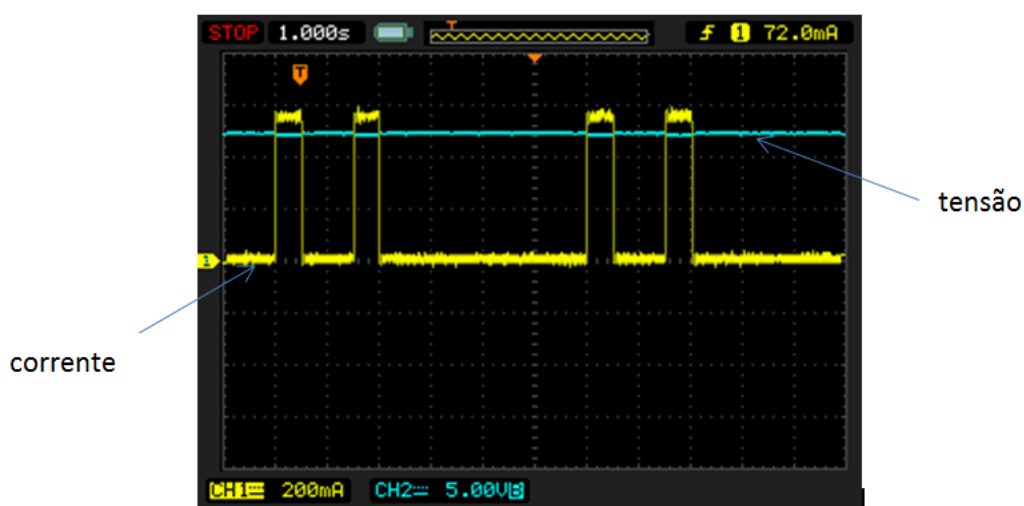
### 3.2 DETERMINAÇÃO DA POTÊNCIA DO CONVERSOR

O projeto conversor parte da determinação *fem* induzida e da potência necessária para a energização da carga elétrica a ser conectada, que no caso trata-se do sinalizador anteriormente já denominado de eclipsor. A determinação da referida potência é obtida a partir de um ensaio de carga do eclipsor, apresentado Figura 1.

Neste ensaio é obtido o comportamento da intensidade de corrente elétrica de carga durante a operação de funcionamento do eclipsor, quando submetido a uma alimentação de 12 V, em corrente-contínua, conforme montagem ilustrada na Figura 1.

A Figura 25 apresenta o comportamento da tensão aplicada e intensidade de corrente elétrica de carga no sinalizador.

**Figura 25 - Ensaio de carga do eclipsor**



Pelas curvas registradas, o eclipsor solicita dois intervalos de corrente com amplitudes de aproximadamente 0,55 A e duração de 0,5 s, cada um, repetindo-se periodicamente a cada 6 s. A partir da tensão de alimentação de 12 V se obtém a potência média 1,1 W, com uma potência instantânea máxima de 6,6 W.

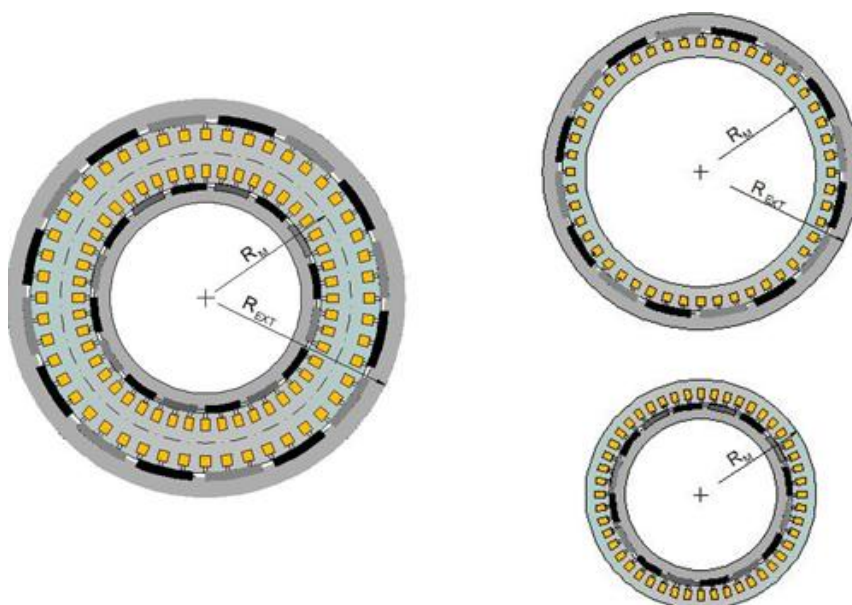


### 3.3 CÁLCULO DO VOLUME ATIVO

Segundo PEREIRA (2011) o torque de uma máquina elétrica depende do volume ativo, da densidade de corrente e da densidade de fluxo magnético no entreferro. Numa máquina convencional o volume ativo é calculado através do volume do cilindro cujo raio passa pela superfície externa do entreferro.

No caso em estudo, onde a máquina é composta por dois rotores, um interno e outro externo, o volume ativo é calculado dividindo-se a máquina em duas partes por uma linha no raio médio do estator, uma interna que contém o rotor interno e a parte interna do estator e uma externa com o rotor externo e a parte externa do estator.

**Figura 26 - Divisão da máquina para fins de cálculo do volume ativo**



O cálculo desenvolvido contou com o auxílio do emprego de simulação numérica da máquina, considerando as dimensões pré-determinadas, no qual se deu atenção ao volume final da máquina por questões de exequibilidade de instalação na boia bem como na possibilidade de fabricação da mesma no Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia – LMEAE.

Dessa forma, os volumes ativos interno e externo são calculados por (21) e (23)

$$Va_{EXT} = \pi \left( R_{EXT}^2 \right) l_n \quad (21)$$

E a expressão geral para o torque em função do volume ativo (PEREIRA, 2011) é dada por (22).

$$T = \frac{Va}{\pi} \int_0^{2\pi} AB_g d\theta \quad (22)$$

Considerando um  $R_{EXT}$  de 0,0835 m e um comprimento axial de 0,05m, tem-se um volume ativo da parte externa de  $1,0951 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$ .

$$Va_{INT} = \pi R_M^2 l_n \quad (23)$$

O raio até a metade do núcleo do estator  $R_M$  é 0,0625 m, então o volume ativo da parte interna é de  $6,14 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3$ .

Através da equação (24) calcula-se a densidade linear de corrente máxima.

$$A = \frac{n_r \cdot n_{cb} \cdot S_c \cdot J}{2\pi r} \quad (24)$$

Onde  $n_r$  é o número de ranhuras,  $n_{cb}$  o número condutores por lado de bobina,  $S_c$  a seção do condutor e  $J$  a densidade de corrente.

Considerando 48 ranhuras, 39 espiras por bobina e uma densidade de corrente  $J$  de  $3 \text{ A/mm}^2$ , a qual segundo PIRHONEN (2008) pode ser de 2 a  $4 \text{ A/mm}^2$  e um condutor AWG 24 tem-se a densidade linear de corrente máxima de  $2306,61 \text{ A/m}$  para a parte externa e  $3575,26 \text{ A/m}$  para a parte interna.

De acordo com PEREIRA (2011) o valor eficaz da densidade linear de corrente pode ser calculado por (25).

$$A_{ef} = \frac{\pi}{3\sqrt{2}} A \quad (25)$$

Assim os valores eficazes da densidade de corrente para a parte externa e interna são respectivamente  $1707,99 \text{ A/m}$  e  $2647,41 \text{ A/m}$ .

Considerando-se a topologia proposta como sendo similar a uma máquina sem escovas (*brushless*) AC, o torque máximo pode ser dado por (26).

$$T = 1,35 Va A_{ef} B_g \quad (26)$$

Novamente se divide a máquina em duas partes e se calcula os torques produzidos pela parte interna e pela parte externa e o torque total é soma dos dois torques. Os torques individuais são calculados por (27) e (28).

$$T_{INT} = 1,35 Va_{INT} A_{ef_{INT}} B_{g_{INT}} \quad (27)$$

$$T_{EXT} = 1,35 Va_{EXT} A_{ef_{EXT}} B_{g_{EXT}} \quad (28)$$

E o torque total será a soma dos dois torques.

$$T_{TOTAL} = T_{INT} + T_{EXT} \quad (29)$$

Considerando os valores da densidade de fluxo magnético no entreferro externo  $B_{g_{EXT}}$  de 0,95 T e no entreferro interno  $B_{g_{INT}}$  de 0,90 T, calculados analiticamente e simulados numericamente, tem-se 2,3988 Nm para o  $T_{INT}$  e 1,9750 para o  $T_{EXT}$ . Então, o torque total calculado pelo volume ativo é de 4,37 Nm.

Para validar o resultado foi feita uma simulação numérica assumindo os mesmos valores de densidade de corrente para os condutores.

O torque, simulado numericamente, foi de 4,20 Nm. A diferença entre os valores foi de 3,9 %, valor considerado aceitável.

### 3.4 DIMENSIONAMENTO DOS ÍMÃS PERMANENTES

O dimensionamento dos ímãs é feito através do equacionamento apresentado no capítulo 2, item 2.5, que considera todo o circuito magnético.

A definição das dimensões e do ponto de operação do ímã é feita através de um processo iterativo, que normalmente deixa o processo demorado.

A utilização do coeficiente de saturação e do coeficiente de Carter simplificam o processo de cálculo. O coeficiente de saturação leva em consideração as quedas de força magneto motriz do material ferromagnético do circuito e o coeficiente de Carter, considera a presença de ranhuras no estator. Esses fatores são aplicados no comprimento do entreferro.

A linha pontilhada na Figura 27 indica o caminho magnético utilizado para calcular a altura do ímã permanente. Para levar em consideração o fluxo disperso, multiplica-se a seção transversal do entreferro pelo fator de dispersão  $k_d$ .

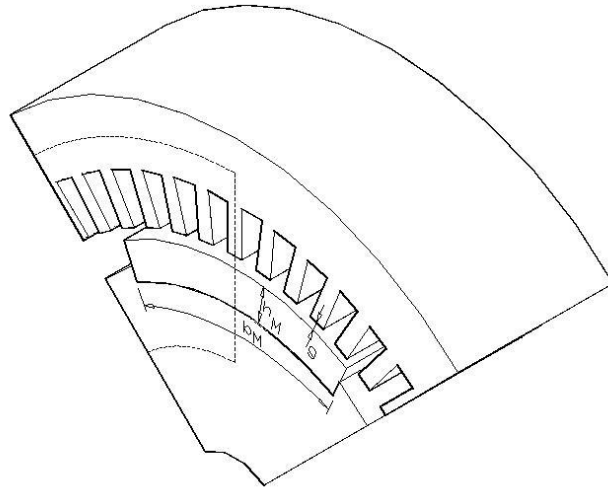
Assim, tem-se:

$$A_M B_M = A'_g B_g \quad (30)$$

$$A'_g = k_d A_g \quad (31)$$

$$A'_g = (b_g + 2g) \cdot (l_g + 2g) \quad (32)$$

**Figura 27 - Caminho magnético para o cálculo da altura do ímã**



Onde  $b_g$  e  $l_g$  são, respectivamente, o comprimento no sentido circunferencial e axial do entreferro e  $g$  é o comprimento do entreferro no sentido radial.

Para a indução magnética, tem-se:

$$B_M = B_g \cdot k_d \cdot \frac{A_g}{A_M} \quad (33)$$

A aplicação de técnicas de mapeamentos de campo magnético, o que pode ser feito analiticamente ou com *softwares* de simulação magnética que utilizam por exemplo, o método de elementos finitos, é outra forma para se determinar as dimensões do ímã permanente.

A equação (34) é sugerida por HENDERSHOT (1994) como forma de determinação da altura do ímã permanente.

$$\frac{h_M}{g'} \cdot \frac{A_g'}{A_M} \cong 5 \quad (34)$$

Sabendo que:

$$k_d = \frac{A_g'}{A_M} \quad (35)$$

E ainda,

$$g' = g \cdot k_c \quad (36)$$

Tem-se:

$$\frac{h_M}{g} \cdot \frac{k_d}{k_c \cdot k_s} \cong 5 \quad (37)$$

Onde  $k_c$ ,  $k_s$  e  $k_d$  são, respectivamente, o coeficiente de Carter, que pode ser assumido inicialmente como 1,2, o fator de saturação, que fica entre 1,1 e 1,3 e o fator de dispersão do fluxo.

Consideram-se, inicialmente, os valores sugeridos pela bibliografia, tem-se  $k_c$  igual a 1,2,  $k_s$  igual a 1,1 e  $k_d$  igual a 1,1 e o entreferro  $g$ , especificado pelo projeto, igual 0,5 mm tem-se uma altura do ímã  $h_M$  de 3 mm .

### 3.5 CARACTERÍSTICAS DOS ÍMÃS PERMANENTES UTILIZADOS NO GERADOR

A escolha pela utilização de ímãs de NdFeB se deve ao fato de que o gerador trabalha em velocidade muito baixa, conforme já anteriormente descrito, e assim, é essencial para a geração que o gerador tenha um alto carregamento magnético. Esse alto carregamento se consegue com o duplo rotor e com a utilização de um ímã com alto produto energético máximo  $(BH)_{\max}$  como mostrado na Tabela 3. A utilização de NdFeB faz com que o volume de ímãs utilizado seja bem menor do que se fosse de ferrite, por exemplo.

Assim, mesmo que o custo do NdFeB seja maior, a quantidade volumétrica utilizada faz com que o custo final não seja muito maior e ainda, não prejudica a outra característica desejada que é volume final da máquina.

**Tabela 2 - Características dos ímãs para o gerador**

Material	Indução Residual	Produto $BH_{\max}$	Densidade
NdFeB N40	1,3T	40 MGO <sub>e</sub>	7,5 g/cm <sup>3</sup>

Extraído de: MAGNAWORKS TECHNOLOGY, 2010.

### 3.6 FABRICAÇÃO DOS ÍMÃS PERMANENTES UTILIZADOS NO GERADOR

Para conseguir os ímãs com as características desejadas, optou-se por comprar um bloco de NdFeB, como mostra a Figura 28 - Bloco de NdFeB magnetizado, com 50x150x150mm.

**Figura 28 - Bloco de NdFeB magnetizado**



Os cortes dos ímãs foram feitos na oficina do Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia, LAMEAE – UFRGS com a máquina de eletro erosão a fio – FANUC.

**Figura 29 - Corte dos ímãs na máquina de eletroerosão – FANUC**



Primeiro, cortou-se o bloco de NdFeB em fatias com as dimensões diferentes para a confecção dos ímãs internos e externos, Figura 30.

**Figura 30 - Fatia de NdFeB para a confecção dos ímãs**



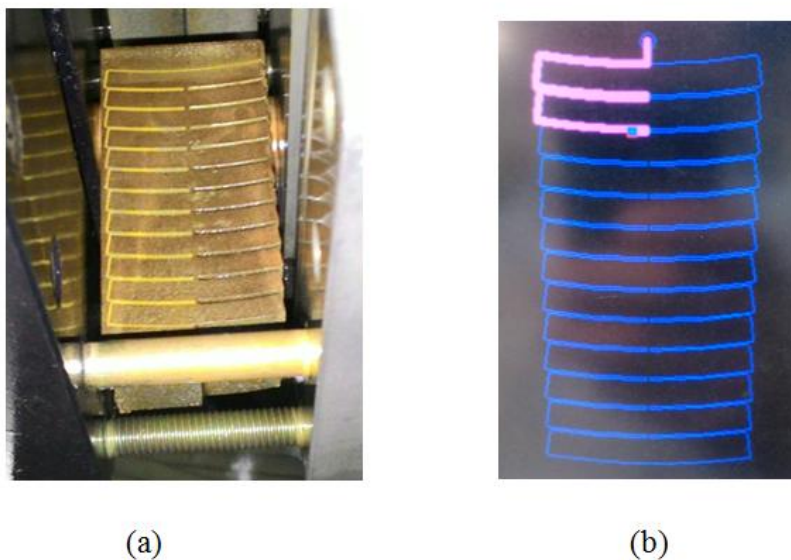
Após o corte das fatias, essas são desmagnetizadas através do Magnetizador, Figura 31, visando à facilitação do corte dos ímãs, pois se entende que com o ímã magnetizado, haveria a quebra do ímã quando o corte atingisse um ponto perto da finalização.

**Figura 31 - Magnetizador**



Com as fatias desmagnetizadas, são cortados os ímãs da forma mostrada na Figura 32.

**Figura 32 - Corte do ímãs: a) Tela da FANUC e b) Peça em corte**



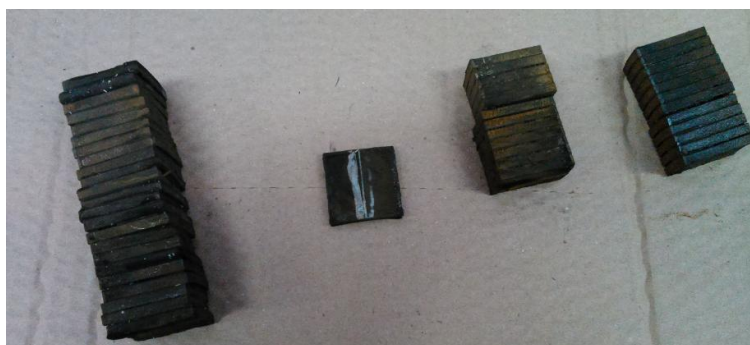
Na Tabela 3, são apresentadas as dimensões finais dos ímãs utilizados no gerador.

**Tabela 3 - Dimensões dos ímãs**

Ímã	Arco	Raio Interno	Raio Externo	Altura	Largura	Comprimento
Interno	18 <sup>0</sup>	46,5 mm	49,5 mm	3 mm	15,49 mm	25 mm
Externo	18 <sup>0</sup>	75,5 mm	78,5 mm	3 mm	24,58 mm	25 mm

Após o corte nas dimensões finais, os ímãs são novamente magnetizados como o magnetizador mostrado na Figura 33.

**Figura 33 - Imãs nas dimensões finais**





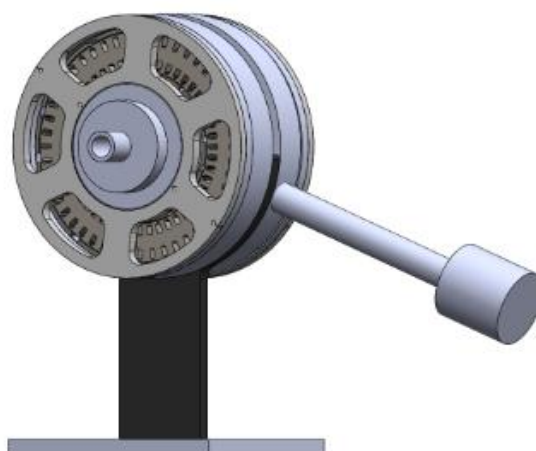
### 3.7 PROJETO MECÂNICO DO CONVERSOR

O objetivo do projeto é desenvolver um dispositivo pequeno e compacto que possa ser colocado dentro da boia de sinalização. A alternativa escolhida é utilizar uma máquina rotativa que tenha o centro de massa do rotor não coincidente com o eixo do dispositivo, como mostra a Figura 34.

O rotor, por inércia, oscila com uma velocidade angular sinusoidal com a mesma frequência do acionamento, o que é feito por um servomotor que simula o movimento de uma onda.

Por questões de simetria, foi construído apenas um dos geradores. Neste caso, não ocorre o equilíbrio entre as massas dos contrapesos e a opção mais interessante, para fins de ensaios, é contar com a atração gravitacional. Assim, o contrapeso tende a permanecer na posição vertical, por ação gravitacional, e o movimento do gerador é imposto na direção horizontal.

**Figura 34 - Projeção do conversor**



A fim de compensar o movimento lateral da boia, o dispositivo completo deve ser composto de dois geradores idênticos acoplados um ao outro por um sistema de engrenagens mecânicas, de modo que cada um oscile em direções opostas.

Por motivos financeiros e de tempo, optou-se construir apenas um dos geradores, já que são idênticos.

A maioria das peças foram construídas no Laboratório de Máquinas Elétricas, já que este conta com uma máquina de eletroerosão a fio semelhante à mostrada na Figura 35.

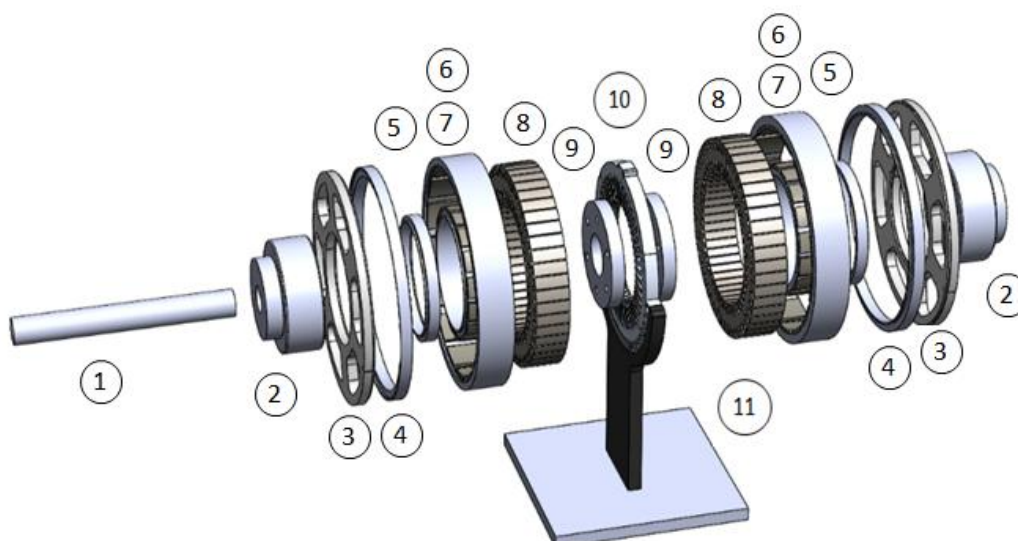
**Figura 35 - Máquina de eletroerosão a fio**

Os processos de corte são apresentados no item 3.3. Como o estator é central, teve-se que dividir o gerador em duas partes simétricas para poder fixar o estator.

Dessa forma, abriu-se a possibilidade de defasar uma das partes do rotor em relação à outra, diminuindo o conjugado de relutância, o que é mencionado no capítulo 6.

Na

Figura 36 é apresentado um desenho de montagem do gerador construído.

**Figura 36 Desenho de montagem do gerador construído**

Na Tabela 4 são descritas as partes componentes da montagem do gerador.

**Tabela 4 - Descrição das peças componentes do gerador**

Item	Descrição	Material
1	eixo	aço SAE 1045
2	bucha	nylon cast
3	flange de fixação das culatras	Alumínio
4	prolongador externo	nylon cast
5	prolongador interno	nylon cast
6	culatra externa	aço SAE 1020
7	culatra interna	aço SAE 1020
8	núcleo laminado	aço SAE 1010
9	sede dos rolamentos	Alumínio
10	suporte central	Alumínio
11	pedestal	Alumínio

### 3.8 PROJETO ELETROMAGNÉTICO

O gerador projetado não é uma máquina elétrica convencional, pois é uma máquina de ímãs permanentes com duplo rotor e um estator, ao contrário das máquinas convencionais que apresentam um rotor e um estator.

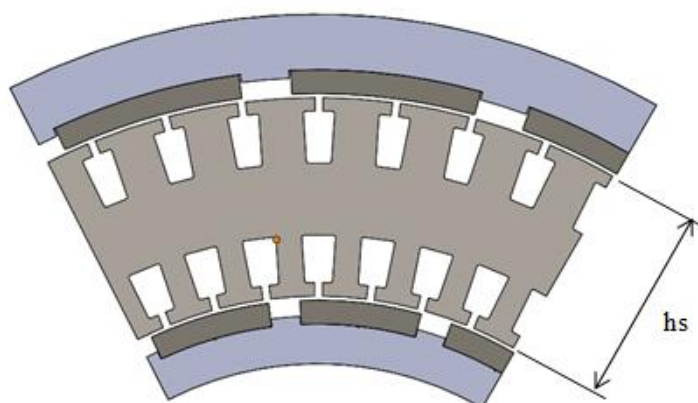
No caso, os ímãs permanentes de Neodímio Ferro Boro são fixados em alojamentos apropriados na superfície interna do rotor externo e na superfície externa do rotor interno. Ambos os rotores, interno e externo, são compostos de duas partes, acopladas axialmente, com o objetivo de reduzir o conjugado de relutância.

#### 3.8.1 Seção Transversal do Núcleo do Estator

A seção transversal do núcleo do estator deve ser dimensionada de forma que se consiga um bom rendimento do material magnético e que as perdas estejam dentro de valores aceitáveis.

Chama-se de coroa do estator o caminho do fluxo magnético dentro do núcleo. O fluxo magnético não passa em toda a seção transversal do núcleo, devido às ranhuras, então, necessita-se calcular a seção da coroa do estator, transversal ao caminho do fluxo magnético.

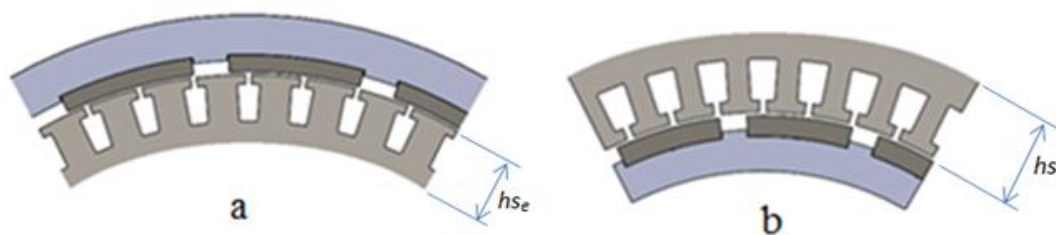
**Figura 37 - Circuito magnético em corte**



Como a máquina tem dois rotores e um estator, o dimensionamento do núcleo do estator é feito dividindo o estator em duas partes e calculando individualmente cada uma das partes.

Onde, a espessura final do estator é a soma da espessura calculada em função do rotor interno e a espessura calculada em função do rotor externo.

**Figura 38 - Divisão do núcleo estator: a) Parte superior e b) Parte inferior do núcleo**



O fluxo através da coroa do estator é menor do que o fluxo através do entreferro, pois parte desse fluxo se fecha pelas ranhuras, sendo considerado que, segundo PEREIRA (2011b), 90% do fluxo do entreferro atravessa a seção do núcleo do estator.

Na coroa, a densidade máxima do fluxo magnético tem um sentido circunferencial entre os polos, posição a 90 graus elétricos do eixo magnético dos polos.

Assim, o fluxo máximo na metade da coroa do estator  $\phi_s$  será dado como 45% do fluxo sob um polo  $\phi_p$ .

$$\phi_s \cong 0,90 \frac{\phi_p}{2} = 0,45\phi_p \quad (38)$$

Sabendo que  $B_s$  é a densidade de fluxo magnético máxima admitida,  $l_n$  o comprimento axial e  $K_{ep}$  o fator de empilhamento, a seção transversal da coroa  $S_s$ , será:

$$\phi_s = S_s B_s \quad (39)$$

No caso, por causa do gerador ter dois rotores, são calculadas duas seções transversais do núcleo, uma em função do rotor interno  $S_{si}$  e a outra em função do rotor externo  $S_{se}$ .

$$S_{si} = l_n h_{si} k_{ep} \quad (40)$$

A altura da parte da seção calculada em função do rotor interno é dada por (41).

$$h_{si} = \frac{0,45\phi_{pi}}{l_n k_{ep} B_{si}} \quad (41)$$

E a altura da parte superior da coroa é calculada em função do rotor externo (42)

$$h_{se} = \frac{0,45\phi_{pe}}{l_n k_{ep} B_{se}} \quad (42)$$

O núcleo é formado por um pacote de chapas e não por material sólido, então temos que considerar o fator de empilhamento  $k_{ep}$ , também chamado de fator de empacotamento.

Devido ao processo de empilhamento das chapas para montagem do núcleo, a área efetiva do material ferromagnético  $S_m$ , é menor que a área geométrica,  $S_g$ , ocupada pelo núcleo.

O fator de empilhamento é definido por (43).

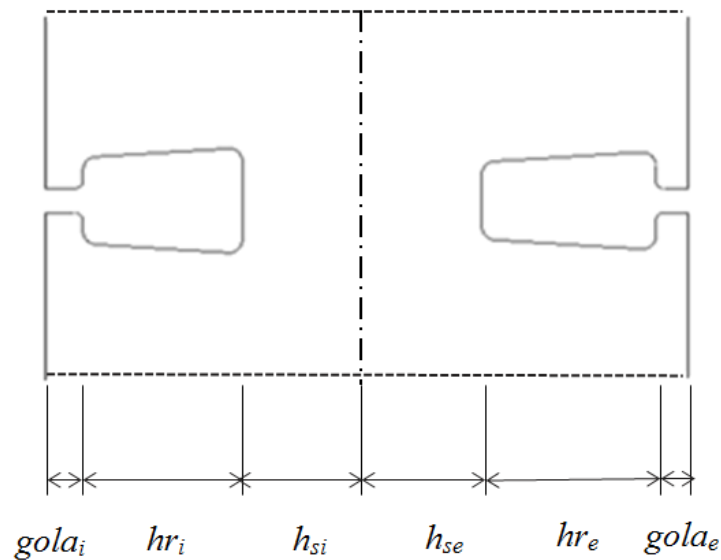
$$k_{ep} = \frac{S_m}{S_g} \quad (43)$$

E seu valor se situa entre 0,93 e 0,98, proporcionalmente à espessura da chapa (PEREIRA, 2011b).

O dimensionamento é feito para o valor máximo admitido da indução, sendo que a variação da indução está implícita no valor máximo.

A Figura 39 mostra as dimensões do núcleo.

**Figura 39 - Dimensões dos componentes do núcleo**



A partir das características mostradas na Figura 39, calcula-se a espessura do núcleo.

$$Esp_{nucleo} = gola_i + hr_i + h_{si} + h_{se} + hr_e + gola_e \quad (44)$$

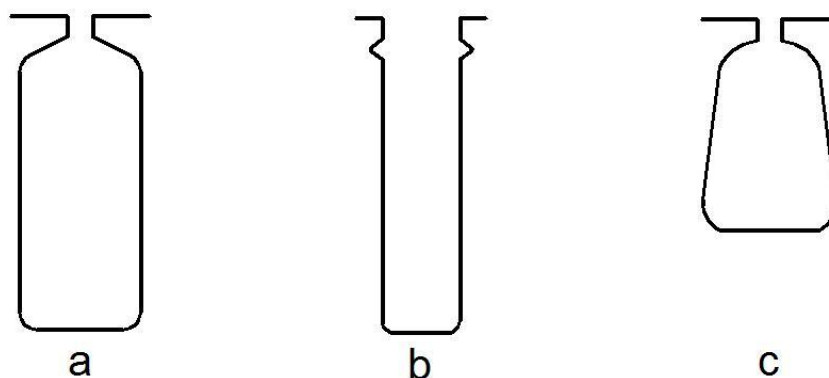
Onde,  $gola_i$  é a altura da gola da ranhura interna,  $gola_e$  é a altura da gola da ranhura externa,  $hr_i$  é a altura da ranhura interna,  $hr_e$  é a altura da ranhura externa,  $h_{si}$  e  $h_{se}$  são, respectivamente, as alturas transversais da coroa interna e externa.

### 3.8.2 Tipos e formatos de ranhuras

Basicamente se tem duas formações para o conjunto dentes e ranhuras, que são ranhuras retas ou dentes retos. Normalmente, dentre vários fatores, o tipo de fio utilizado, que é influenciado pelo nível de tensão do enrolamento do estator, é que define o tipo de arranjo a ser utilizado.

Os tipos de ranhuras são apresentados pela Figura 40.

**Figura 40 - Formatos típicos de ranhuras: a) ranhura reta semiaberta; b) ranhura reta aberta e c) ranhura semiaberta e dentes retos.**



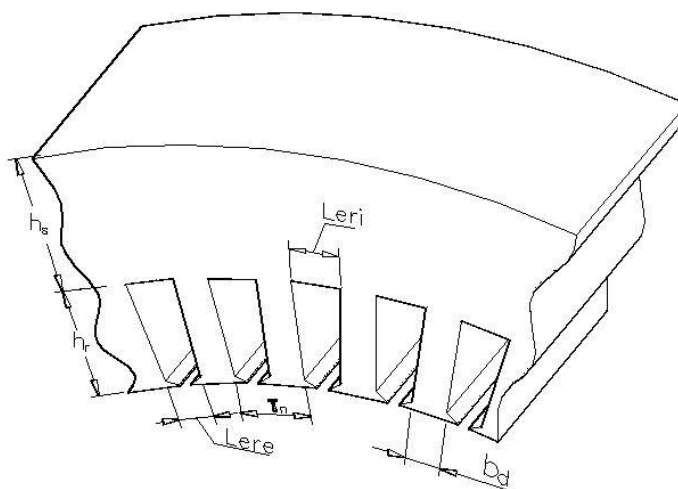
Como a máquina projetada trabalha com baixa tensão, adota-se a configuração de dentes retos, devido a utilização de condutores circulares, e ranhuras semiabertas, a fim de diminuir a relutância magnética do circuito.

A presença das ranhuras tende a aumentar o volume dos ímãs permanentes e também gera pulsações no campo, cuja frequência depende do número de ranhuras e a amplitude depende da forma das ranhuras.

A largura da boca da ranhura influencia no entreferro efetivo e conseqüentemente, também, no volume dos ímãs. Desta forma, a boca das ranhuras deve ser limitada ao mínimo necessário (PEREIRA, 2011).

Na Figura 41 é apresentado um arranjo com dentes retos e ranhuras semiabertas.

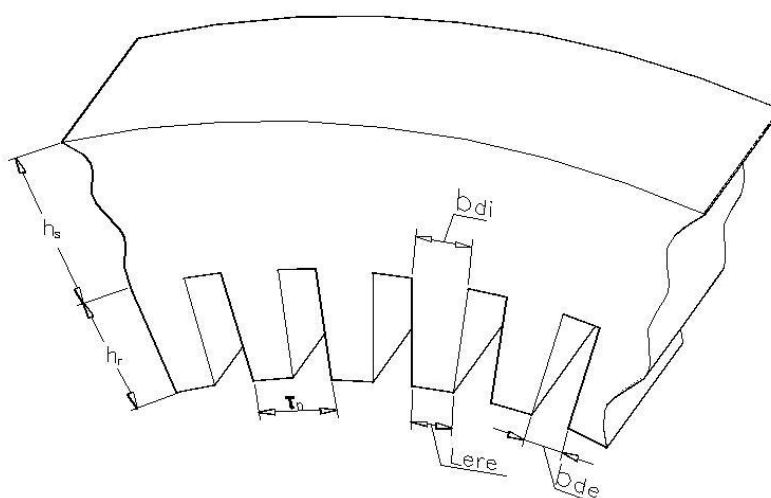
**Figura 41 - Estator utilizando dentes retos e ranhuras semiabertas**



Em contrapartida, enrolamentos de alta tensão são em geral fabricados com fio retangular. Assim, as ranhuras devem ser retas, permitindo um melhor aproveitamento da área útil da ranhura. Nesse caso, a abertura das ranhuras é maior e então o entreferro efetivo e as perdas devido a às pulsações serão maiores do que no caso de ranhuras semifechadas (PEREIRA, 2011).

E na Figura 42 é apresentado um arranjo com ranhuras retas e abertas.

**Figura 42 - Estator utilizando dentes retos e ranhuras abertas**





Como a máquina projetada trabalha com baixa tensão, adota-se a configuração de dentes retos e ranhuras semiabertas.

### 3.8.3 Largura do dente do estator

Para dimensionar a largura do dente do estator se parte das densidades máximas de fluxo magnético admissíveis no dente e no entreferro. Utiliza-se, normalmente, uma largura com aproximadamente a metade de um passo de ranhura.

Desta forma, a densidade máxima de fluxo magnético da base do dente é aproximadamente duas vezes a densidade máxima de fluxo magnético no entreferro.

Tomando-se como  $B_d$  a densidade máxima de fluxo magnético no dente e  $\phi_d$  o fluxo magnético no dente, e a largura da base do dente chamada de  $b_d$ , tem-se (45).

$$\phi_d = B_d l_n b_d \quad (45)$$

De onde se calcula  $b_d$  por (46).

$$b_d = \frac{\phi_d}{l_n B_d} \quad (46)$$

Onde  $l_n$  é o comprimento axial do núcleo do estator.

### 3.8.4 Cálculo das ranhuras

O cálculo das ranhuras parte da largura do dente interno  $b_{z_i}$  e da área ocupada pelos condutores da bobina alojados no interior da respectiva ranhura. A determinação da dimensão interna do dente é obtida através de simulação numérica, levando em conta o grau de saturação magnética presente neste. Quanto ao fator de ocupação da ranhura, observa-se que tabelas de condutores de cobre com isolamento para fins de bobinagem apresentam, para este fator, valores superiores a 60%, considerando uma perfeita acomodação dos condutores. Por se tratar de um percentual elevado neste trabalho será considerado um percentual de 40% de ocupação como uma premissa inicial.

Considerando que a ranhura tenha o formato de um trapézio, tem-se (47).

$$S_r = \left( \frac{L_{iri} + L_{eri}}{2} \right) hr_i \quad (47)$$

Onde  $L_{iri}$  é a largura interna da ranhura interna,  $L_{eri}$  é a largura externa da ranhura interna e  $hr_i$  é a altura da ranhura. Isolando  $hr_i$  tem-se (48).

$$hr_i = \frac{2S_r}{L_{iri} + L_{eri}} \quad (48)$$

O comprimento da circunferência no raio externo e no interno da ranhura interna é dado por (49) e (50) respectivamente.

$$C_{Leri} = 2\pi R_{Leri} \quad (49)$$

$$C_{Liri} = 2\pi(R_{Leri} - hr_i) \quad (50)$$

O comprimento da circunferência no raio interno da ranhura interna  $C_{Liri}$  também pode ser calculado em função do número de ranhuras  $n_r$ , da espessura do dente interno  $b_{d_i}$  e da largura interna da ranhura interna  $L_{iri}$ .

$$C_{Liri} = n_r (b_{d_i} + L_{iri}) \quad (51)$$

Comparando (50) e (51), tem-se (52).

$$L_{iri} = \frac{C_{Leri} - 2\pi hr_i - n_r b_{d_i}}{n_r} \quad (52)$$

A substituição de (49) em (52) resulta numa equação de segundo grau e substituindo os valores das variáveis encontra-se o comprimento e a altura da ranhura interna.

Sabendo a área da ranhura  $S_r$ , a altura da ranhura interna  $hr_i$  e a largura do dente  $b_{d_i}$ , calcula-se a largura externa da ranhura interna  $L_{eri}$ .

Para o cálculo da ranhura externa se considera a mesma área da ranhura interna, pois a área ocupada pelos condutores é a mesma. O comprimento da circunferência é maior onde estão as ranhuras externas, então, optou-se por fazer a largura do dente externo  $b_{d_e}$  maior, o que leva a termos uma menor indução magnética neste dente.

### 3.8.5 Dimensões do estator

A tabela 6 mostra as dimensões das grandezas utilizadas na construção do estator, conforme a Figura 39.

**Tabela 5 - Dimensões do estator**

Grandeza	Valor (mm)
$gola_i$	1,70
$gola_e$	1,70
$hr_i$	6,00
$hr_e$	6,55
$h_i$	4,53
$h_e$	4,53
$b_{di}$	3,26
$b_{de}$	4,62
$l_n$	25,00
$L_{ire}$	3,14
$L_{iri}$	3,50
$L_{ere}$	4,00
$L_{eri}$	4,30

### 3.8.6 Dimensionamento das culatras interna e externas

A partir do dimensionamento do núcleo do estator e da simulação numérica, dimensionam-se as culatras internas e externas de forma que as mesmas tenham resistência mecânica e não trabalhem numa região de saturação.

**Tabela 6 - Dimensões das culatras**

Culatra	Grandeza	Valor (mm)
Interna	$Esp\_Culatra_i$	5,00
Externa	$Esp\_Culatra_e$	8,00

Na Figura 44 é mostrada a densidade de fluxo magnético, simulado numericamente, numa linha radial posicionado entre os ímãs permanentes, Figura 43, região na qual o valor da densidade de fluxo magnético no núcleo e nas culatras, devido à configuração N-N dos ímãs permanentes, apresenta o maior valor.

Figura 43 - Linha radial entre os ímãs permanentes

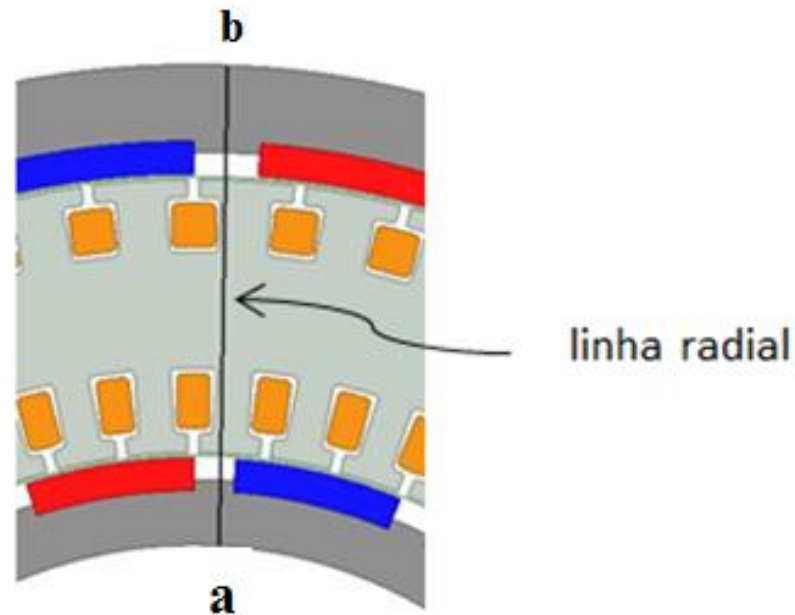
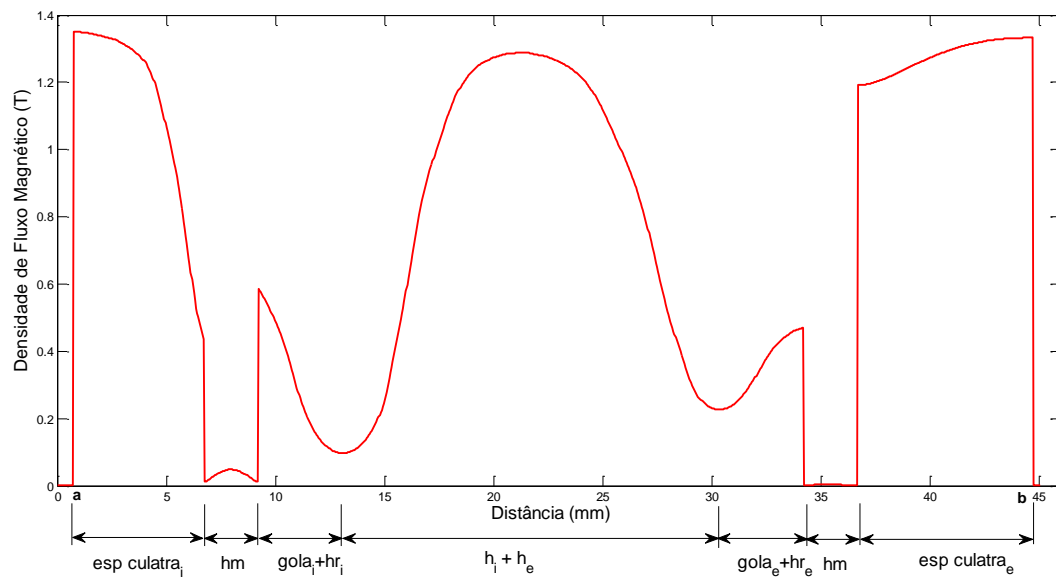
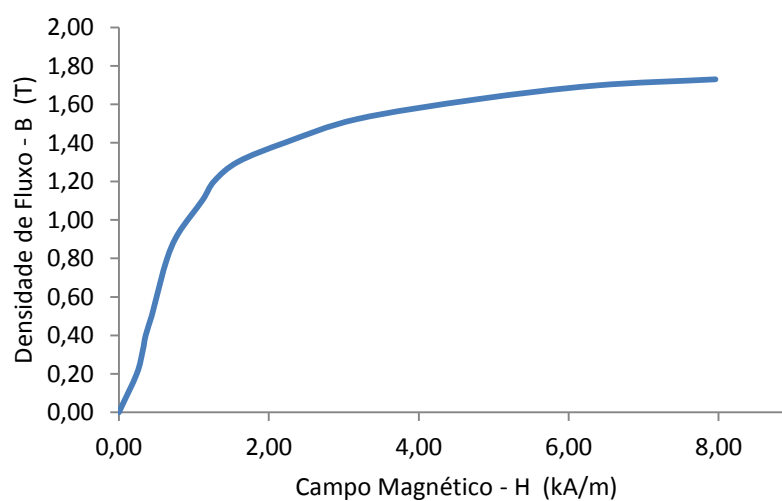


Figura 44 - Magnitude da indução magnética numa linha radial



Percebe-se que o maior valor da indução ocorre no núcleo e tem um valor abaixo de 1,4 T. Como o “joelho da curva” de magnetização do ferro SAE1010 começa em 1,5 T, Figura 45, considera-se que as culatras e o núcleo do estator, com as dimensões propostas, irão trabalhar fora da região de saturação.

**Figura 45 - Curva BH do aço SAE 1010**

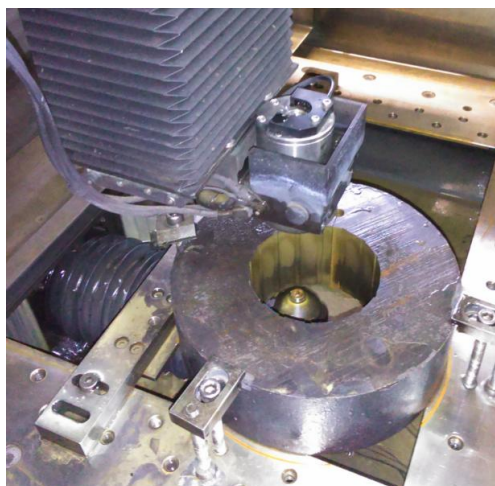


### **3.9 FABRICAÇÃO DAS CULATRAS DO ROTOR E DO NÚCLEO DO ESTATOR**

#### **3.9.1 Fabricação das culatras**

Após o dimensionamento passou-se a fabricação das culatras, a partir de um bloco de Aço SAE 1010.

**Figura 46 - Corte das culatras**



As culatras, mostradas na Figura 47, apresentam “casas” para os ímãs, os quais entram na culatra 1 mm.

**Figura 47 - Culatras internas e externas**



### **3.9.2 Fabricação do núcleo do estator**

Com o núcleo do estator dimensionado, cortaram-se as chapas componentes do núcleo e em seguida se proce a montagem do núcleo. O núcleo é dividido em duas partes com o objetivo da colocação de um suporte de alumínio necessário para a fixação do núcleo à base, como mostra a Figura 48.

**Figura 48 - Montagem do núcleo do estator**



Com o núcleo montado, procede-se a isolamento das ranhuras para a bobinagem.

**Figura 49 - Isolação das ranhuras do estator**



A resina colocada na face do núcleo protege os cantos das ranhuras e fixa a isolamento. A bobinagem é feita manualmente onde são bobinadas 4 bobinas em série por vez, por motivos práticos que não permitem um número maior, como mostrado na Figura 50. Sabe-se que o fator de ocupação de máquinas convencionais é entorno de 35%, mas com a utilização do núcleo do estator toroidal, onde a bobinagem é feita manualmente com a colocação de espira por espira, consegue-se chegar a um fator de ocupação de 40%.

**Figura 50 - Bobinagem**





Pelas tabelas de bobinagem, o condutor 24 AWG esmaltado apresenta uma área de  $0,204 \text{ mm}^2$ . De acordo com a equação (47) e a Tabela 5, a área da ranhura ( $S_r$ ) é de  $19,92 \text{ mm}^2$ .

Assim, calculando-se o número de espiras, levando em consideração o fator de ocupação de 40%, obtém-se 39 espiras por bobina. Esse número foi exatamente o conseguido na prática.

Na Figura 51 é mostrado o estator bobinado.

**Figura 51 - Estator bobinado**



E na Figura 52 são mostradas as ligações entre as bobinas.

**Figura 52 - Ligações entre as bobinas**





Após a montagem e ligações das bobinas é colocada uma resina própria para máquinas elétricas a fim de isolar e fixar as bobinas e ligações, melhorando, também, a isolamento elétrica da máquina.

### 3.9.3 Montagem do gerador

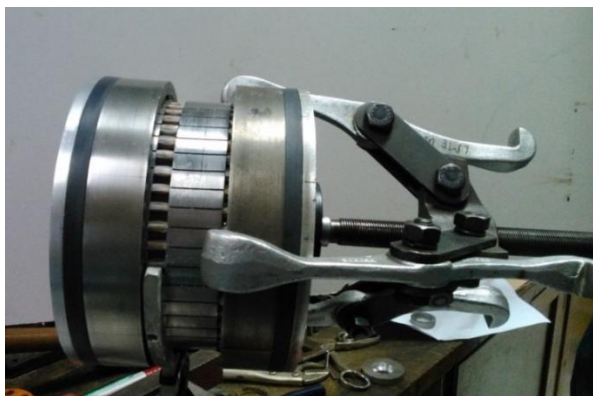
Pela forma construtiva do gerador com estator central, duplo rotor, entreferro de 0.5 mm, e mancalização central e em um único ponto, a maior dificuldade na montagem do gerador foi a mancalização. Na Figura 53 é mostrada uma fotografia de uma das partes do rotor já com o eixo e os ímãs permanentes.

**Figura 53 - Uma das partes do rotor com o eixo**



Na Figura 54 é mostrada uma fotografia da montagem de uma das partes do rotor.

**Figura 54 - Montagem do gerador**



E finalmente na Figura 55 é apresentada a fotografia do gerador construído.

**Figura 55 - Fotografia do gerador construído**



Na Tabela 7 são apresentadas as principais características do gerador elétrico, obtidas a partir de simulação numérica com atenção ao valor da *fem* induzida por fase.

**Tabela 7 - Características do gerador**

Grandeza	Valor
$Nr$	48 ranhuras
$2p$	16 polos
$Neb$	39 esp
$I_{nom}$	0,625 A
$V_f/F$	5,5 V/Hz

Onde  $Nr$  é o número de ranhuras,  $2p$  é o número de polos,  $Neb$  é número de espiras por bobina,  $I_{nom}$  é a corrente nominal, limitada pela espessura dos condutores e  $V_f/F$  é a *fem* de fase eficaz pela frequência do movimento angular proporcionado por acionamento com amplitude 0,2 m.

Na Tabela 8 são apresentados os pesos dos ímãs de NdFeB, do cobre utilizado nos enrolamentos e o massa total do gerador.

**Tabela 8 - Massa dos principais matérias componentes do gerador**

Material	Massa (kg)
NdFeB	0,352
Cobre	0,792
Gerador completo	8,200

Conclui-se a parte ativa do gerador, adicionada às outras partes constituintes como tampas, rolamentos e etc, representa massa insignificante no conjunto total da boia.

## 4 MODELAMENTO ANALÍTICO

### 4.1 MODELAMENTO ANALÍTICO DO CAMPO MAGNÉTICO

O cálculo analítico da distribuição do campo magnético desta máquina, com a topologia radial proposta, é fundamental para a predição do estado magnético da mesma, conhecimento sobre as variáveis construtivas importantes da máquina, determinação da força eletromotriz induzida nos enrolamentos, comparação com os resultados obtidos a partir de método numérico e ensaios. No caso em estudo, onde o movimento do rotor não é rotativo, como nas máquinas convencionais, o cálculo analítico se torna mais importante ainda.

Inicialmente considera-se uma máquina sem ranhuras *slotless* e na sequência, para modelar a máquina com ranhuras, se aplica os fatores de correção, *Fator de Carter*, indicados por (ZHU; HOWE, 1993).

#### 4.1.1 Equação geral do campo magnético em coordenadas polares

A expressão geral para o campo magnético produzido por ímãs permanentes montados nos rotores, interno e externo, de uma máquina sem ranhuras, *slotless*, é derivada em termos de coordenadas polares.

Os vetores de campo  $\vec{B}$  e  $\vec{H}$  no ar são acoplados por (53).

$$\vec{B}_I = \mu_0 \vec{H}_I \quad (53)$$

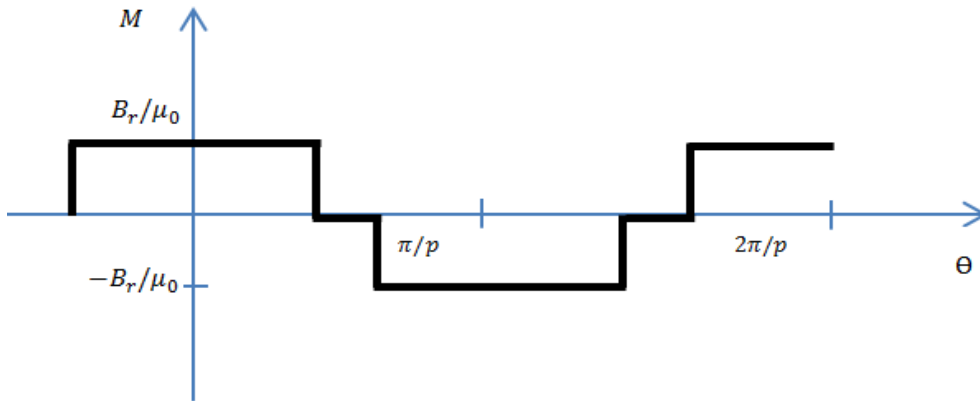
E nos ímãs permanentes por (54).

$$\vec{B}_{II} = \mu_m \vec{H}_{II} + \mu_0 \vec{M} \quad (54)$$

Onde  $\vec{M}$  é a magnetização residual do ímã,  $\mu_m = \mu_0 \mu_r$  é a permeabilidade.

No caso, tem-se uma máquina multipolar com ímãs magnetizados radialmente tendo uma característica de desmagnetização de segundo quadrante linear,  $M = B_r / \mu_0$ ,  $B_r$  é a indução remanente, e a distribuição da magnetização é mostrada na Figura 56.

Figura 56 - Magnetização radial



Em termos do potencial escalar magnético  $\varphi$  tem-se (55).

$$\vec{H} = -\nabla\varphi \quad (55)$$

No ar,

$$\nabla^2\varphi_I = 0 \quad (56)$$

e nos ímãs permanentes

$$\nabla^2\varphi_{II} = \frac{\text{div}\vec{M}}{\mu_r} \quad (57)$$

A magnetização  $\vec{M}$ , em coordenadas polares, é dada por (58).

$$\vec{M} = M_r\vec{r} + M_\theta\vec{\theta} \quad (58)$$

Onde a magnetização no sentido radial  $M_r$  é dada por (59).

$$M_r = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} M_n \cos n p \theta \quad (59)$$

E a magnetização no sentido angular  $M_\theta$  é considerada nula.

$$M_\theta = 0 \quad (60)$$

Onde  $p$  é número de pares de polo e a variável  $\theta$  é o ângulo considerando o centro do polo como referência.

Para máquinas com rotor interno ou externo, a magnetização é assumida como uniforme por toda a seção transversal dos ímãs permanentes e  $M_n$  é dada por:

$$M_n = 2 \left( \frac{B_r}{\mu_0} \right) \alpha_p \frac{\sin\left(\frac{n\pi\alpha_p}{2}\right)}{\frac{n\pi\alpha_p}{2}} \quad (61)$$

Onde  $\alpha_p$  é a razão entre o comprimento do arco polar magnético e o comprimento do arco do passo polar.

Portanto,

$$\operatorname{div} \vec{M} = \frac{M_r}{r} + \frac{\partial M_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial M_\theta}{\partial \theta} = \frac{M_r}{r} \quad (62)$$

Enquanto a distribuição do potencial escalar magnético no entreferro é calculado pela lei da Laplace (62), na região dos ímãs permanentes é governada pela equação quase-Poisson (63) e (64).

$$\frac{\partial^2 \varphi_I}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \varphi_I}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \varphi_I^2}{\partial \theta^2} = 0 \quad (63)$$

$$\frac{\partial^2 \varphi_{II}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \varphi_{II}}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \varphi_{II}^2}{\partial \theta^2} = \frac{M_r}{r \mu_r} \quad (64)$$

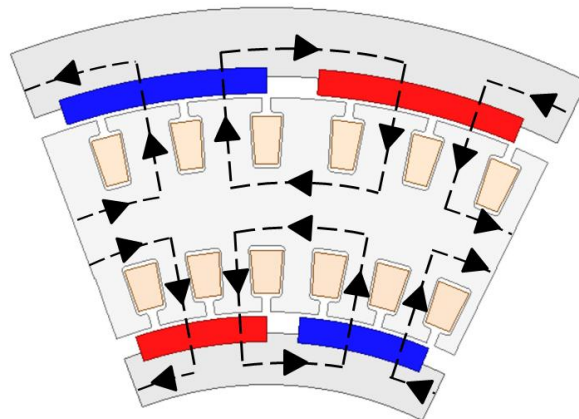
Onde  $\varphi_I$  e  $\varphi_{II}$  são relacionados com as componentes de  $\vec{H}$  por (65) e (66).

$$H_r = -\frac{\partial \varphi}{\partial r} \quad (65)$$

$$H_\theta = -\frac{1}{r} \frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \quad (66)$$

Para o gerador em questão, que tem um rotor interno e outro externo, a magnetização é assumida como sendo uniforme através das seções dos ímãs permanentes.

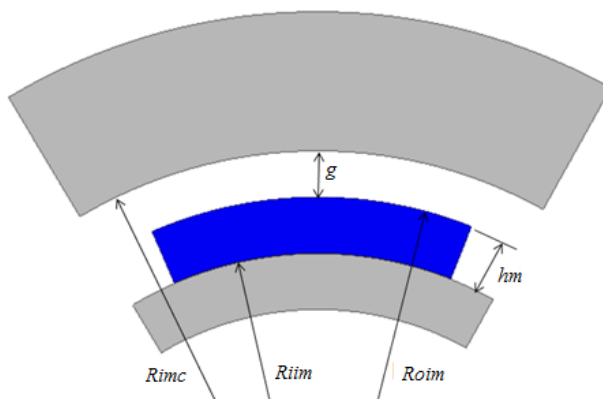
**Figura 57 - Descrição da topologia N-N do gerador ranhurado com duplo rotor**



Nas Figura 58 e Figura 59 é feito uma divisão do gerador, dividindo circunferencialmente o núcleo em duas partes, como mencionado anteriormente.

A Figura 58 indica os nomes das variáveis utilizadas nos cálculos para a parte interna, ou seja, variáveis referentes ao rotor interno.

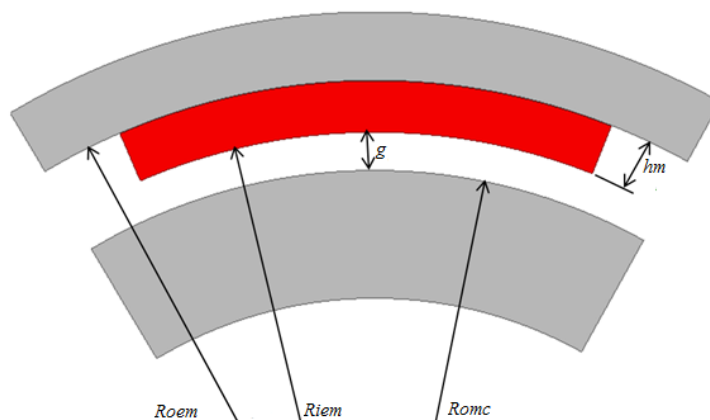
**Figura 58 - Rotor interno do gerador**



Onde  $g$  é o comprimento do entreferro,  $R_{ime}$  é o raio interno do núcleo,  $R_{iim}$  é o raio interno do ímã permanente interno,  $R_{oim}$  é o raio externo do ímã permanente interno e  $h_m$  é a espessura do ímã permanente.

A Figura 59 mostra as variáveis referentes ao rotor externo.

**Figura 59 - Rotor externo do gerador**



Onde  $R_{oem}$  é o raio interno da culatra externa,  $R_{iem}$  é o raio interno do ímã permanente externo e  $R_{omc}$  é o raio externo do núcleo.

A equação (67) apresenta o resultado do desenvolvimento do equacionamento para o cálculo da densidade de fluxo magnético  $B_1$  no entreferro entre o núcleo e a culatra interna, considerando as variáveis mostradas na Figura 58.

$$B_1(r, \theta) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\mu_0 M_n}{\mu_r} \frac{np}{(np)^2 - 1} \left\{ \frac{(np-1) + 2\left(\frac{R_{iim}}{R_{oim}}\right)^{(np+1)} - (np+1)\left(\frac{R_{iim}}{R_{oim}}\right)^{2np}}{\frac{\mu_r + 1}{\mu_r} \left[ 1 - \left(\frac{R_{iim}}{R_{imc}}\right)^{2np} \right] - \frac{\mu_r - 1}{\mu_r} \left[ \left(\frac{R_{oim}}{R_{imc}}\right)^{2np} - \left(\frac{R_{iim}}{R_{oim}}\right)^{2np} \right]} \right\} \cdot \left[ \left(\frac{r}{R_{imc}}\right)^{np-1} \left(\frac{R_{iem}}{R_{imc}}\right)^{np+1} + \left(\frac{R_{oim}}{r}\right)^{np+1} \right] \cos(np\theta) \quad (67)$$

E a equação (68) apresenta o resultado do equacionamento para o cálculo da densidade de fluxo magnético  $B_2$  no entreferro entre o núcleo e a culatra externa, considerando as variáveis mostradas na Figura 59.

$$B_2(r, \theta) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{-\mu_0 M_n}{\mu_r} \frac{np}{(np)^2 - 1} \left\{ \frac{(np-1) + \left(\frac{R_{iem}}{R_{oem}}\right)^{(np+1)} + 2\left(\frac{R_{iem}}{R_{oem}}\right)^{np-1} - (np+1)}{\frac{\mu_r + 1}{\mu_r} \left[ 1 - \left(\frac{R_{omc}}{R_{oem}}\right)^{2np} \right] - \frac{\mu_r - 1}{\mu_r} \left[ \left(\frac{R_{omc}}{R_{iem}}\right)^{2np} - \left(\frac{R_{iem}}{R_{oem}}\right)^{2np} \right]} \right\} \cdot \left[ \left(\frac{r}{R_{iem}}\right)^{np-1} + \left(\frac{R_{omc}}{R_{iem}}\right)^{np+1} \left(\frac{R_{omc}}{r}\right)^{np+1} \right] \cos(np\theta) \quad (68)$$

#### 4.1.2 Correção do efeito da ranhura na indução do entreferro

Como o estator do gerador em estudo é ranhurado, aplica-se um fator de correção, Coeficiente de Carter ( $K_c$ ), para corrigir o efeito das ranhuras sobre a indução magnética no entreferro, que tem o seu valor reduzido (ZHU; HOWE, 1993).

Para o rotor interno, corrige-se o entreferro e o raio interno do núcleo, através das equações (17) e (18) respectivamente.



$$g_c = g + (K_c - 1)g' \quad (69)$$

$$R_{imcC} = R_{imc} + (K_c - 1)g' \quad (70)$$

Onde  $g_c$  é o entreferro corrigido,  $R_{imcC}$  é raio interno do núcleo corrigido e  $g'$  é o entreferro efetivo, que é calculado por (19).

$$g' = g + \frac{h_m}{\mu_r} \quad (71)$$

O coeficiente de Carter  $K_c$  é calculado por (72).

$$K_c = \frac{\tau_t}{\tau_t - \gamma g'} \quad (72)$$

Onde,

$$\gamma = \frac{4}{\pi} \left\{ \frac{b_0}{2g'} \tan^{-1} \left( \frac{b_0}{2g'} \right) - \ln \sqrt{1 + \left( \frac{b_0}{2g'} \right)^2} \right\} \quad (73)$$

e

$$\tau_t = \frac{2\pi R_{imc}}{n_r} \quad (74)$$

Onde  $b_0$  é largura da boca da ranhura e  $n_r$  é o número de ranhuras.

Para o rotor externo, o procedimento de correção é igual. A correção do entreferro  $g_c$  é mesma mostrada em (69), e para o raio externo do núcleo  $R_{omc}$  é apresentado em (75).

$$R_{omcC} = R_{omc} - (K_c - 1)g' \quad (75)$$

Onde  $R_{omcC}$  é raio externo do núcleo corrigido.

Considerando a aplicação do coeficiente de Carter, substituem-se os valores de  $R_{imc}$  e  $R_{omc}$  das equações (67) e (68) por  $R_{imcC}$  e  $R_{omcC}$ , que são os valores do raio interno do núcleo corrigido e raio externo do núcleo corrigido, respectivamente. Assim,

as equações da distribuição da indução no entreferro interno e externo são apresentadas em (76) e (77).

$$B_1(r, \theta) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{-\mu_0 M_n}{\mu_r} \frac{np}{(np)^2 - 1} \left\{ \frac{(np-1) \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{(np+1)} + 2 \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{np-1} - (np+1)}{\frac{\mu_r+1}{\mu_r} \left[ 1 - \left( \frac{R_{omcC}}{R_{oem}} \right)^{2np} \right] - \frac{\mu_r-1}{\mu_r} \left[ \left( \frac{R_{omcC}}{R_{iem}} \right)^{2np} - \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{2np} \right]} \right\} \cdot \left[ \left( \frac{r}{R_{iem}} \right)^{np-1} + \left( \frac{R_{omcC}}{R_{iem}} \right)^{np+1} \left( \frac{R_{omcC}}{r} \right)^{np+1} \right] \cos np\theta \quad (76)$$

$$B_2(r, \theta) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{-\mu_0 M_n}{\mu_r} \frac{np}{(np)^2 - 1} \left\{ \frac{(np-1) \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{(np+1)} + 2 \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{np-1} - (np+1)}{\frac{\mu_r+1}{\mu_r} \left[ 1 - \left( \frac{R_{omcC}}{R_{oem}} \right)^{2np} \right] - \frac{\mu_r-1}{\mu_r} \left[ \left( \frac{R_{omcC}}{R_{iem}} \right)^{2np} - \left( \frac{R_{iem}}{R_{oem}} \right)^{2np} \right]} \right\} \cdot \left[ \left( \frac{r}{R_{iem}} \right)^{np-1} + \left( \frac{R_{omcC}}{R_{iem}} \right)^{np+1} \left( \frac{R_{omcC}}{r} \right)^{np+1} \right] \cos np\theta \quad (77)$$

## 4.2 MODELAGEM DA TENSÃO INDUZIDA

### 4.2.1 Modelamento da tensão induzida com velocidade constante

Para se obter a tensão induzida em cada bobina do gerador sob velocidade constante, parte-se do equacionamento da indução magnética, conforme as equações (76) e (77), obtidas a partir da seção 4.1 modelamento analítico do campo magnético.

Para simplificar o equacionamento, considera-se o termo dentro do somatório como  $k_1$  e  $k_2$ , respectivamente, e  $B_1$  e  $B_2$  como sendo a densidade de fluxo magnético no entreferro interno e externo, respectivamente, assim temos:

$$B_1(r, \theta) = \sum_{n=1}^{\infty} k_1 \cos(np\theta) \quad (78)$$

$$B_2(r, \theta) = \sum_{n=1}^{\infty} k_2 \cos(np\theta) \quad (79)$$

A tensão induzida de circuito aberto é calculada por (80).

$$e(t) = -\frac{d\lambda(t)}{dt} \quad (80)$$

Onde o fluxo concatenado  $\lambda(t)$  é a soma do fluxo concatenado produzido pelos ímãs internos  $\lambda_1(t)$  e do fluxo concatenado produzido pelos ímãs externos  $\lambda_2(t)$ .

Sabendo que:

$$\lambda = N\phi \quad (81)$$

E que o fluxo magnético depende da área, que varia proporcionalmente a velocidade de acionamento do gerador, temos:

$$\phi = \frac{d}{dt} \left( \int_s B ds \right) \quad (82)$$

Então:

$$e_{ind_1} = -N \frac{d}{dt} \left( \int_{s_1} B_1 ds_1 \right) \quad (83)$$

A área  $ds_1$  é dada por

$$ds_1 = R_{imc} L_c d\theta \quad (84)$$

Onde  $R_{imc}$  é raio interno do núcleo magnético,  $L_c$  é o comprimento axial do núcleo e  $d\theta$  é a variação do ângulo  $\theta$ , que depende da velocidade do acionamento.

Então

$$e_{ind_1} = -N \frac{d}{dt} \left( \int_{s_1} B_1(r, \theta) R_{imc} L_c d\theta \right) \quad (85)$$

Inserindo (78) em (85), tem-se:

$$e_{ind_1} = -N \frac{d}{dt} \left( \int_{s_1} k_1 R_{imc} L_c \cos(np\theta) d\theta \right) \quad (86)$$

Resolvendo a integral de (86), tem-se:

$$e_{ind_1} = -NR_{imc}L_c \frac{k_1}{np} \frac{d}{dt} (\cos(np\theta) d\theta) \quad (87)$$

A velocidade angular é

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} \quad (88)$$

Então

$$\omega dt = d\theta \quad (89)$$

Sabendo que  $\omega$  é constante, e integrando (89), tem-se:

$$\theta = \omega t \quad (90)$$

Assim, a tensão induzida pelos ímãs internos é:

$$e_{ind_1} = -NR_{imc}L_c k_1 \omega \cos(np\omega t) \quad (91)$$

Onde  $R_{imc}$  é o raio interno do núcleo corrigido pelo coeficiente de Carter.

E a para a tensão induzida pelos ímãs externos, desenvolvendo mesmo raciocínio, de (83) a (91), tem-se

$$e_{ind_2} = -NR_{omc}L_c k_2 \omega \cos(np\omega t) \quad (92)$$

Onde  $R_{omc}$  é o raio externo do núcleo corrigido pelo coeficiente de Carter.

E a tensão de bobina é calculada por (93).

$$e_{bob} = e_{ind_1} + e_{ind_2} \quad (93)$$

#### 4.2.2 Modelamento da tensão induzida com velocidade sinusoidal

Para uma velocidade sinusoidal e considerando que a bobina esteja posicionada numa ranhura central em relação ao ímã permanente, tem-se:

$$\theta = A_\theta \sin(\omega_0 t) + \theta_{mag} \quad (94)$$

Onde  $A_\theta$  é a amplitude do ângulo de deslocamento proporcionado pelo acionamento e  $\theta_{mag}$  é o ângulo correspondente a posição inicial em relação ao centro do ímã permanente.

Derivando-se (94), tem-se:

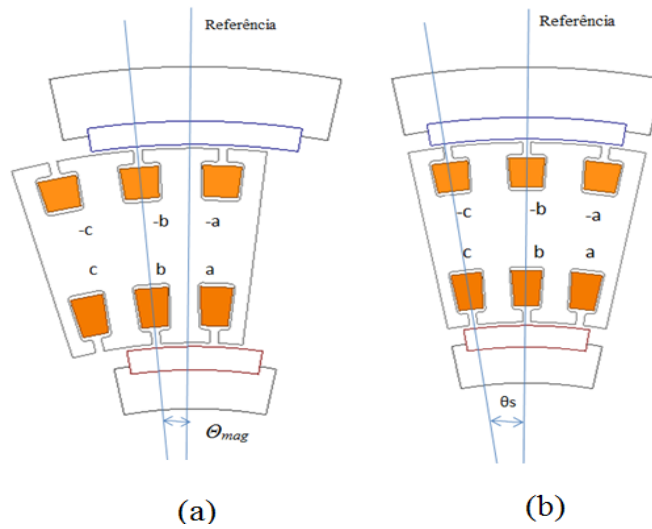
$$d\theta = A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) dt \quad (95)$$

Como  $d\theta = \omega dt$ , tem-se:

$$\omega = \frac{d}{dt} (A_\theta \sin(\omega_0 t) + \theta_{mag}) \quad (96)$$

Na Figura 60a é mostrado o ângulo  $\theta_{mag}$  para uma determinada posição inicial da bobina  $b$  e na Figura 60b o ângulo correspondente a um passo de ranhura,  $\theta_s$ .

**Figura 60 - Representação do ângulo magnético (a) e do passo de ranhura (b)**



Efetuada a derivada, tem-se:

$$\omega = A_\theta \omega_0 \cos \omega_0 t dt \quad (97)$$

Assim, a tensão induzida pelos ímãs internos é:

$$e_{ind_{1b}} = -N \frac{d}{dt} \left( \int_{s_1} k_1 R_{imc} L_c \cos(npA_\theta \omega_0 \cos \omega_0 t) d\theta \right) \quad (98)$$

Onde  $e_{ind_{1b}}$  é a tensão induzida pelos ímãs internos na bobina  $b$ .

Inserindo (95) em (98), tem-se:

$$e_{ind_{1b}} = -N \frac{d}{dt} \left( \int_{s_1} k_1 R_{imc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag}) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) dt \right) \quad (99)$$

Como em (99) se tem a derivada de uma integral, a equação para a tensão induzida na bobina  $b$ , bobina central, é apresentado em (100).

$$e_{ind_{1b}} = -Nk_1 R_{imc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag}) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (100)$$

Para as bobinas localizadas do lado direito e esquerdo da bobina central, bobina  $a$  e bobina  $c$ , respectivamente, Figura 60, tem-se que corrigir o ângulo correspondente à posição inicial, somando-se ao  $\theta_{mag}$  o ângulo correspondente a um passo de ranhura,  $\theta_s$ .

Então, para as bobinas  $a$  e  $c$ , tem-se:

$$e_{ind_{1a}} = -Nk_1 R_{imc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag} - \theta_s) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (101)$$

$$e_{ind_{1c}} = -Nk_1 R_{imc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag} + \theta_s) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (102)$$

Para calcular a tensão induzida nas bobinas pelos ímãs externos, o procedimento é similar, apenas substituindo o raio interno do núcleo corrigido ( $R_{imc}$ ) pelo raio externo do núcleo corrigido ( $R_{omc}$ ). Assim tem-se:

$$e_{ind_{2a}} = -Nk_1 R_{omc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag} - \theta_s) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (103)$$

$$e_{ind_{2b}} = -Nk_1 R_{omc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag}) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (104)$$

$$e_{ind_{2c}} = -Nk_1 R_{omc} L_c \cos(npA_0 \omega_0 \cos \omega_0 t + \theta_{mag} + \theta_s) A_\theta \omega_0 \cos(\omega_0 t) \quad (105)$$

E a tensão total por bobina, é calculada somando-se as parcelas, de cada bobina, induzida pelos ímãs internos com a induzida pelos ímãs externos.

$$e_{bob} = e_{ind_1} + e_{ind_2} \quad (106)$$

A tensão de fase é calculada em função do número de bobinas por fase e do tipo de ligação entre elas. Neste caso todas as bobinas de uma mesma fase são ligadas em série.

Os resultados dos equacionamentos da seção 4.2 são apresentados no item 6.2.



## 5 MODELAGEM DINÂMICA DO DISPOSITIVO DE ACIONAMENTO DO GERADOR

O modelamento analítico do sistema dinâmico é baseado no método de Lagrange (SCIAVICCO & SICILIANO, 1996). De acordo com CARVALHO (2001), contrariamente aos métodos baseados nas leis de Newton, este formalismo não exige a identificação das forças envolvidas, o que torna a análise mais abstrata.

Designa-se por número de graus de liberdade a quantidade de variáveis independentes que é necessário especificar para conhecer completamente a posição de um dado sistema. Seja um sistema mecânico com  $n$  graus de liberdade, cujas coordenadas generalizadas são  $q_1, q_2, \dots, q_n$ , a energia potencial do sistema em dado instante é dada por (107).

$$E_p = E_p(q_1, q_2, \dots, q_n) \quad (107)$$

E a energia cinética é dada por (108).

$$E_c = E_c(q_1, q_2, \dots, q_n, \dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_n) \quad (108)$$

O Lagrangeano do sistema é calculado por (109).

$$L = E_c - E_p \quad (109)$$

Assim, o modelo matemático do sistema é deduzido através de (110).

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = Q_i \quad (110)$$

Onde  $i = 1, 2, \dots, n$  e  $Q_i$  são forças não conservativas.

### 5.1 DISPOSITIVO DE ACIONAMENTO DO GERADOR

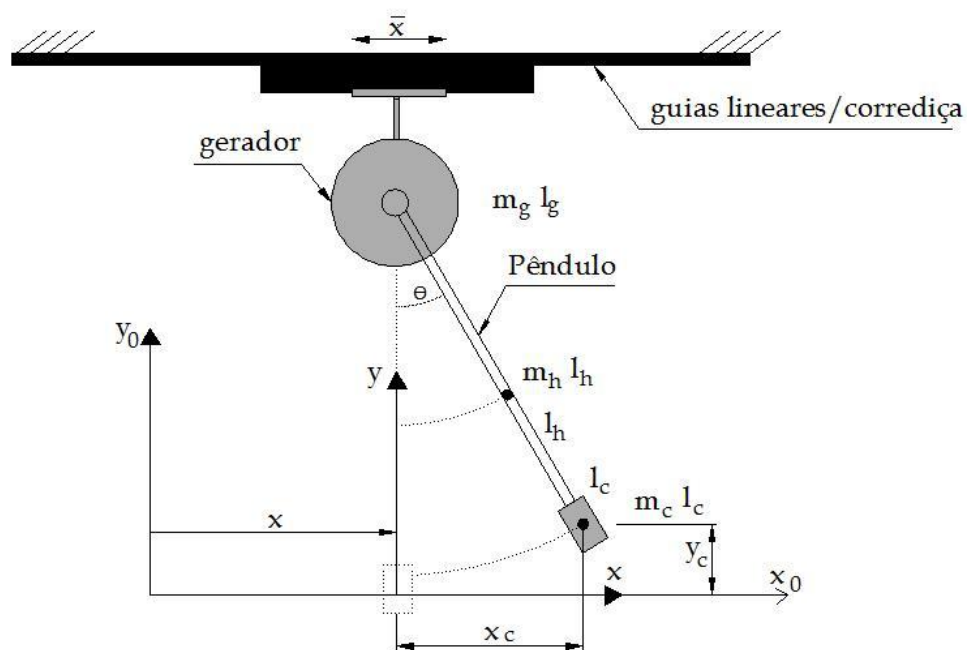
O esquema mostrado na Figura 61 representa o mecanismo de acionamento do gerador. Este mecanismo consiste basicamente de um pêndulo no qual o ponto de giro, ou sua junta de rotação, é o eixo do gerador.



A carcaça do gerador é acoplada em uma corredeira que desliza sobre as guias lineares e tem o acionamento realizado por um servomotor. A função do servomotor é impor movimento linear oscilatório à carcaça do gerador de forma a criar um movimento oscilatório ao pêndulo.

Considerando que o objetivo deste modelamento é analisar a oscilação angular do pêndulo que servirá de fonte de energia mecânica para o gerador elétrico, não serão utilizadas as equações que representam a energia do gerador se deslocando horizontalmente, ou seja, o modelamento é deduzido a partir das equações que representam a oscilação angular do pêndulo, tendo como entrada, o deslocamento linear e horizontal do gerador.

**Figura 61 - Esquema do mecanismo oscilatório de acionamento do gerador**



Na Figura 61, o sistema de coordenadas  $x_0-y_0$  é fixo, enquanto que o sistema de coordenadas  $x-y$  se move com a corredeira. A posição do centro de gravidade do corpo do pêndulo de massa  $m_c$  em relação aos eixos  $x_0-y_0$ , como função do ângulo de inclinação do pêndulo  $\theta$  e do deslocamento do gerador  $x$ , é dada por (111) e (112).

$$x_b = x + l_h \sin\theta \quad (111)$$

$$y_b = l_h - l_h \cos \theta \quad (112)$$

Conforme a Figura 61,  $x$  é o deslocamento linear do gerador,  $l_c$  é a distância do centro de gravidade da massa do pêndulo, e  $\theta$  é o ângulo do pêndulo em relação ao eixo  $y$ . As velocidades  $\dot{x}_c$  e  $\dot{y}_c$  resultantes do movimento da corredeira de acionamento do gerador e do pêndulo são determinadas por derivação das equações (111) e (112) em relação ao tempo e são dadas por (113) e (114).

$$\dot{x}_c = \dot{x} + l_c \cos \theta \dot{\theta} \quad (113)$$

$$\dot{y}_c = l_c \sin \theta \dot{\theta} \quad (114)$$

A posição do centro de gravidade da haste do pêndulo de massa  $m_h$  em relação aos eixos de referência  $x_0$ - $y_0$ , como função do ângulo de inclinação do pêndulo  $\theta$  e do deslocamento do gerador  $x$  é dado por (115) e (116).

$$x_h = x + l_h \sin \theta \quad (115)$$

$$y_h = l_h + l_h \cos \theta \quad (116)$$

E derivando (115) e (116) em relação ao tempo, obtêm-se as velocidades  $\dot{x}_h$  e  $\dot{y}_h$  dadas por (117) e (118).

$$\dot{x}_h = \dot{x} + l_h \cos \theta \dot{\theta} \quad (117)$$

$$\dot{y}_h = l_h \sin \theta \dot{\theta} \quad (118)$$

A energia cinética do conjunto é calculada por (119).

$$E_C = E_{CG} + E_{CH} + E_{CM} \quad (119)$$

Onde  $E_{CG}$  é a energia cinética devido ao giro do rotor do gerador,  $E_{CH}$  e  $E_{CM}$  são as energias cinéticas da haste e da massa na extremidade do pêndulo, respectivamente.

Considerando que o objetivo deste modelamento é analisar a oscilação angular do pêndulo que serve de fonte de energia mecânica para o gerador elétrico, as equações que representam a energia das partes fixas do gerador se deslocando horizontalmente não serão utilizadas, ou seja, o modelamento é deduzido a partir das equações que

representam a oscilação angular do pêndulo, tendo como entrada o deslocamento linear e horizontal do gerador.

A energia cinética do gerador é calculada por (120).

$$E_{CG} = \frac{1}{2} m_g \dot{x}^2 + \frac{1}{2} I_G \dot{\theta}^2 \quad (120)$$

Onde o primeiro termo à direita da igualdade se refere à energia cinética devido à translação e o segundo termo se refere à rotação do rotor do gerador.

Para a haste, a energia cinética é dada por (121).

$$E_{CH} = \frac{1}{2} m_h (\dot{x} + l_h \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_h (l_h \sin \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_h \dot{\theta}^2 \quad (121)$$

Onde o primeiro termo do lado direito se refere à translação em  $x$ , o segundo à translação em  $y$  e o terceiro à rotação da haste.

E para a massa da extremidade da haste, tem-se (122).

$$E_{CM} = \frac{1}{2} m_c (\dot{x} + l_c \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_c (l_c \sin \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_c \dot{\theta}^2 \quad (122)$$

Onde os dois primeiros termos à direita da igualdade se referem à translação nas direções dos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente, e o terceiro termo se refere à energia cinética devido à rotação da haste com  $I_h$  sendo o momento de inércia em relação ao centro de gravidade.

Inserindo (120), (121) e (122) em (119), tem-se (123).

$$E_C = \frac{1}{2} m_g \dot{x}^2 + \frac{1}{2} I_G \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} m_b (\dot{x} + l_h \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_b (l_h \sin \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_b \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} m_c (\dot{x} + l_c \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_c (l_c \sin \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_c \dot{\theta}^2 \quad (123)$$

A energia potencial do oscilador é dada por (124).

$$E_P = E_{PH} + E_{PM} \quad (124)$$

Onde a energia potencial da haste é dada por (125) e a energia potencial da massa por (126).

$$E_{PH} = m_h g (l_h - l_h \cos \theta) \quad (125)$$

$$E_{PM} = m_c g (l_c - l_c \cos \theta) \quad (126)$$

E, substituindo (125) e (126) em (124), tem-se:

$$E_p = m_b g (l_h - l_h \cos \theta) + m_c g (l_c - l_c \cos \theta) \quad (127)$$

Segundo a equação (109), o Lagrangeano do sistema oscilatório resulta em (128) .

$$\begin{aligned} L = & \frac{1}{2} m_g \dot{x}^2 + \frac{1}{2} I_G \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} m_h (\dot{x} + l_h \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_h (l_h \text{sen} \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_h \dot{\theta}^2 + \\ & + \frac{1}{2} m_c (\dot{x} + l_c \cos \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} m_c (l_c \text{sen} \theta \dot{\theta})^2 + \frac{1}{2} I_c \dot{\theta}^2 - m_h g (l_h - l_h \cos \theta) - \\ & - m_c g (l_c - l_c \cos \theta) \end{aligned} \quad (128)$$

Dessa forma, derivando-se  $L$  em relação à velocidade angular  $\dot{\theta}$  e organizando os termos, obtém-se (129).

$$\frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}} = (I_g + I_h + I_c + m_h l_h^2 + m_c l_c^2) \dot{\theta} + (m_h l_h + m_c l_c) \cos \theta \dot{x} \quad (129)$$

Derivando-se (130) em relação ao tempo, tem-se:

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}} \right) = (I_g + I_h + I_c + m_h l_h^2 + m_c l_c^2) \ddot{\theta} - (m_h l_h + m_c l_c) \text{sen} \theta \dot{\theta} \dot{x} + (m_h l_h + m_c l_c) \cos \theta \ddot{x} \quad (130)$$

Derivando-se o Lagrangeano (128) em relação ao deslocamento angular, resulta em (131).

$$\frac{\partial L}{\partial \theta} = -(m_h l_h + m_c l_c) \text{sen} \theta \dot{\theta} \dot{x} - (m_h l_h + m_c l_c) g \text{sen} \theta \quad (131)$$

Substituindo (130) e (131) em (110) e fazendo-se as simplificações possíveis, tem-se o modelo matemático do sistema oscilatório (132).

$$(I_g + I_b + I_c + m_h l_h^2 + m_c l_c^2) \ddot{\theta} + (m_h l_h + m_c l_c) \cos \theta \ddot{x} + (m_h l_h + m_c l_c) g \sin \theta + b \dot{\theta} = 0 \quad (132)$$

Na Tabela 9 são apresentados os valores dos parâmetros do modelo matemático, cujos resultados são apresentados no capítulo 6.

**Tabela 9 - Parâmetros do modelo matemático**

Parâmetro	Valor
$I_g$	0,0173 kg m <sup>2</sup>
$I_b$	0,0552 kg m <sup>2</sup>
$I_c$	1,4671 kg m <sup>2</sup>
$m_h$	0,39 kg
$m_c$	3,57 kg
$l_h$	0,35 m
$l_c$	0,64 m
$b$	1,2 Nms

Onde as variáveis foram definidas na Figura 61 e  $b$  é o parâmetro que leva em consideração as reações contrárias ao movimento.

## 6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 6.1 RESULTADOS PELO MÉTODO NUMÉRICO

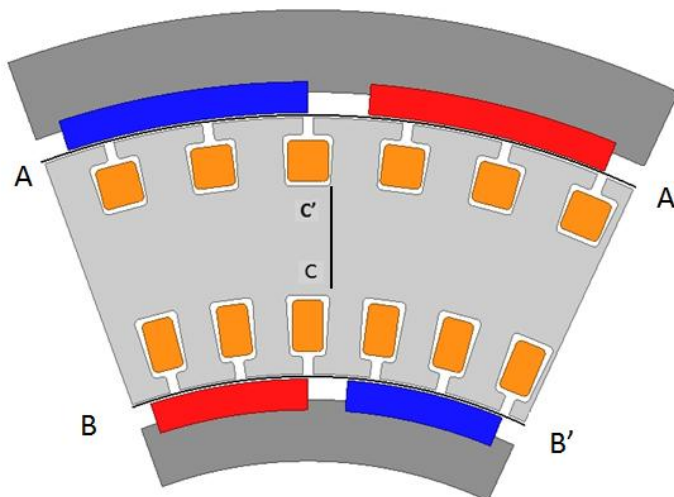
Com base nas características dos materiais utilizados, dimensões do protótipo e conhecimento do circuito equivalente é possível utilizar o método de elementos finitos como ferramenta de análise e, a partir desta, prever o comportamento das grandezas de interesse.

Todas as simulações consideram a curva BH do aço SAE 1010, mostrada na Figura 45 e os ímãs permanentes de NdFeB com as características fornecidas na Tabela 3.

#### 6.1.1 Densidade de fluxo magnético no entreferro sem carga pelo método numérico

A avaliação da densidade do fluxo magnético no entreferro começa estabelecendo-se linhas de referência conforme mostrado na Figura 62.

**Figura 62 - Linhas nos entreferros externo (AA') e interno (BB') e linha radial posicionada no núcleo do estator entre os ímãs permanentes (CC')**

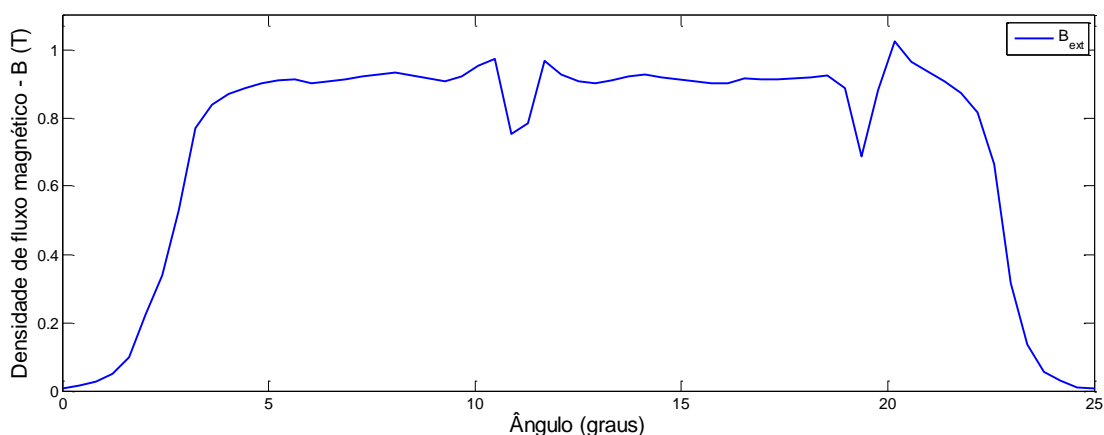


A linha AA' é posicionada a 0,25 mm do raio interno dos ímãs externos, posição que corresponde ao meio do entreferro externo, enquanto a linha BB' é posicionada a 0,25 mm do raio externo dos ímãs internos, posição que corresponde ao meio do entreferro interno.

A linha  $CC'$  é uma linha radial posicionada no núcleo do estator, numa posição entre os ímãs permanentes no sentido circunferencial, e entre as ranhuras no sentido radial, posição que devido à configuração NN dos ímãs permanentes é a região que tem a maior densidade de fluxo magnético.

O gráfico da Figura 63 mostra a componente radial da densidade de fluxo magnético na linha ( $AA'$ ) com o comprimento circunferencial de dois passos polares.

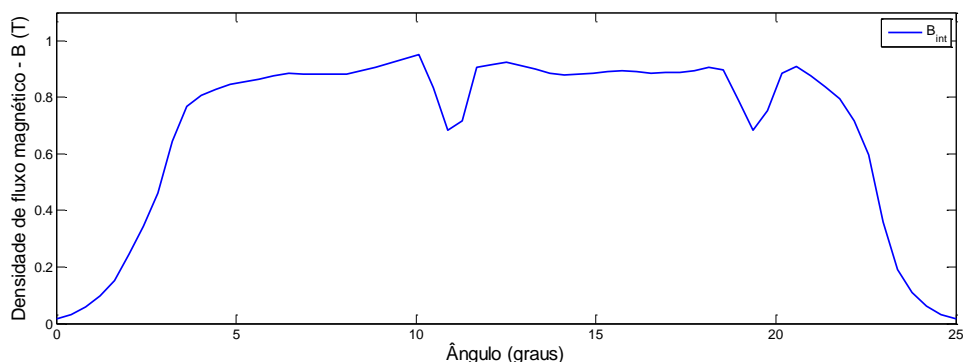
**Figura 63 - Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes externos no entreferro**



Percebe-se que o valor da densidade de fluxo magnético é entorno de 0,93 T com um pico de 0,99 T devido ao efeito das pontas o qual coincide com passagem da linha pela boca da ranhura. Esses valores são condizentes com o esperado.

O gráfico da Figura 64 mostra a componente radial da densidade de fluxo magnético na linha ( $BB'$ ), também, num comprimento circunferencial de um passo polar.

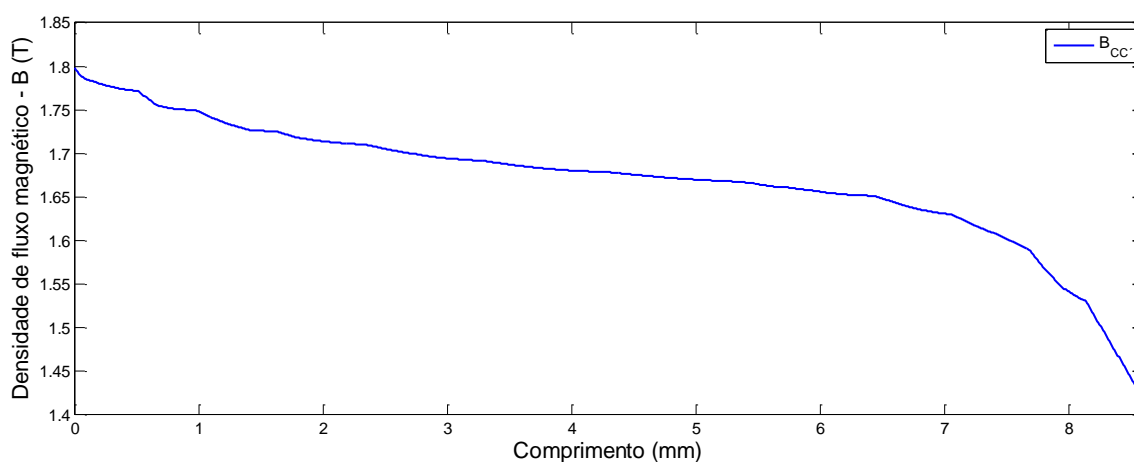
**Figura 64 - Densidade de fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes internos no entreferro**



Constata-se que o valor máximo da densidade de fluxo magnético é entorno de 0,89 T com um pico de 0,95 T devido ao efeito das pontas, também, quando a linha passa pela boca da ranhura.

O gráfico da Figura 65 mostra a densidade de fluxo magnético na linha (CC') radial, situada entre os polos magnéticos e com um comprimento que a espessura do núcleo descontando as golas e as alturas das ranhuras.

**Figura 65 - Densidade de fluxo magnético numa linha radial (CC') situada entre os polos magnéticos**



Nota-se que no ponto C, região mais próxima do entreferro interno, a densidade de fluxo magnético é maior, entorno de 1,80 T, numa linha média do núcleo 1,65T e numa linha próxima ao ponto C' 1,43 T.

Os valores maiores, na região mais interna do núcleo, podem ser justificados pela soma de dois fatores que influenciam na densidade de fluxo magnético que são a proximidade do polo magnético, neste caso o interno, e o menor comprimento circunferencial, isto é, uma menor distância entre os centros polares adjacentes, o que intensifica a densidade de fluxo magnético nessa região.

Na região mais próxima do ponto C', a distância entre os centros polares adjacentes é maior e somente a proximidade com os polos magnéticos externos faz com que a intensidade de fluxo magnético seja maior, portanto menor do que na região interna do núcleo.

Na região central, a distância dos ímãs permanentes é maior e a distância entre os polos adjacentes tem um valor intermediário.



Nota-se que o valor é o menor, portanto, conclui-se que a proximidade dos ímãs tem uma influência maior do que a distância entre os polos adjacentes na intensidade do fluxo magnético.

### 6.1.2 Simulação numérica do ângulo de defasagem entre as duas partes do rotor

Na Figura 66 são mostradas as linhas de referência utilizadas para defasar as duas partes do rotor.

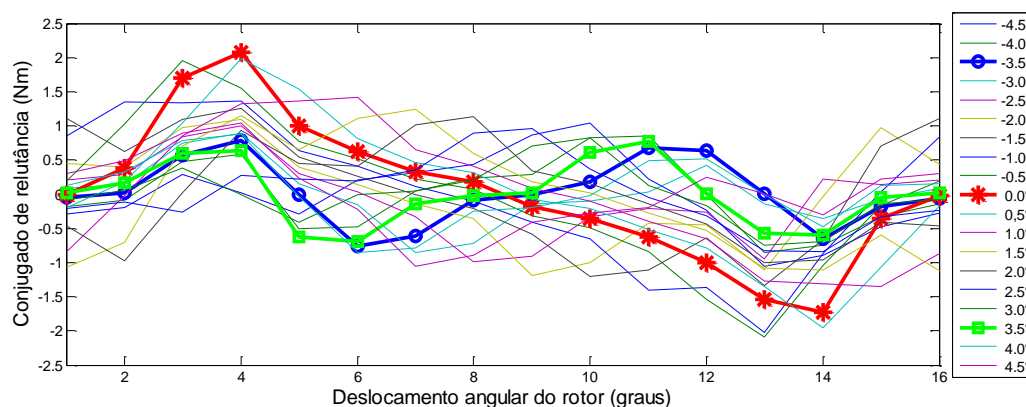
**Figura 66 - Detalhe da defasagem entre as duas partes do rotor**



Para fazer essa simulação, teve-se que utilizar a modelagem 3-D, fixando uma das metades e variando, parametricamente, a outra, o que torna a simulação muito demorada. Dessa forma, a simulação foi feita somente por um tempo suficiente para mostrar um pico negativo e um positivo da curva de conjugado.

Na Figura 67 são apresentados os resultados da simulação numérica do conjugado de retenção para uma variação do ângulo de defasagem entre as duas partes do rotor de quatro graus no sentido contrário a rotação até quatro graus no sentido da rotação, variando um grau por simulação.

**Figura 67 - Resultado numérico do conjugado de relutância para diferentes ângulos de defasagem entre os rotores**



Os valores máximos do conjugado de relutância, com a defasagem no sentido da rotação e no sentido contrário a rotação (ângulos com valores negativos), são apresentados na Tabela 10.

**Tabela 10 - Torque Máximo de Relutância**

Ângulo (graus)	Torque Positivo (Nm)	Torque Negativo (Nm)
-4,5	1.0356	-1.0485
-4,0	0.8504	-0.8469
-3,5	0.7890	-0.7587
-3,0	0.8898	-0.8524
-2,5	1.0051	-0.9909
-2,0	1.0985	-1.1936
-1,5	1.2621	-1.3424
-1,0	1.3642	-2.0250
-0,5	1.9498	-2.0945
0,0	2.0790	-1.7210
0,5	1.9849	-1.9547
1,0	1.4170	-1.3486
1,5	1.2368	-1.1272
2,0	1.1349	-1.0072
2,5	0.9607	-0.8415
3,0	0.8305	-0.7396
3,5	0.7668	-0.6915
4,0	0.8864	-0.8543
4,5	1.0351	-1.0551

Pelos resultados apresentados percebe-se que o menor conjugado de relutância é com o ângulo de  $3,5^\circ$ , tanto no sentido da rotação como contrário. Esse valor foi utilizado na montagem do gerador.

## 6.2 RESULTADOS PELO MODELAMENTO ANALÍTICO

O modelo analítico do gerador baseado em (ZHU; HOWE, 1993), como descrito no capítulo 4, se mostra bastante eficiente. A correção do efeito da ranhura pelo Fator de Carter, embora não seja percebida graficamente, apresenta resultados bastante satisfatórios quanto aos valores da densidade de fluxo no entreferro.

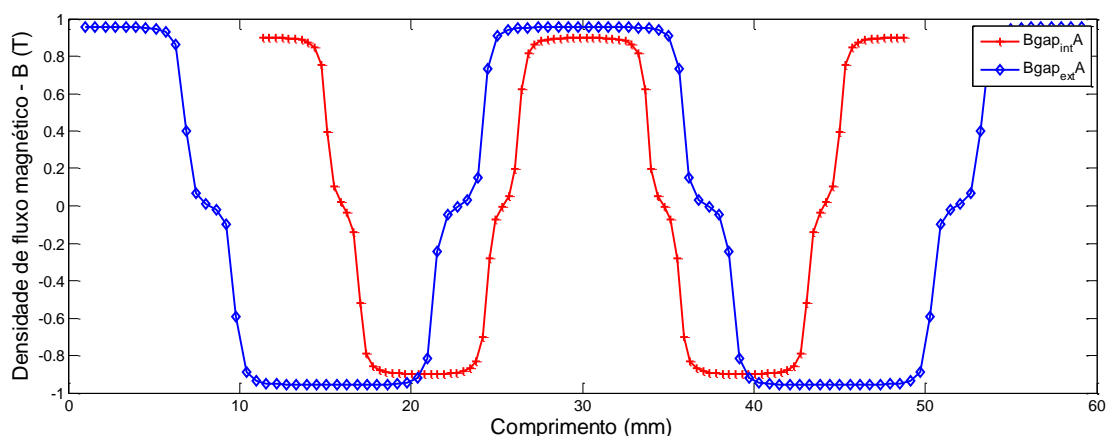
### 6.2.1 Densidade de fluxo magnético no entreferro pelo método analítico

O cálculo analítico da indução no entreferro é feito considerando os dois entreferros e segue o equacionamento apresentado no capítulo 4.

A Figura 56 mostra a indução magnética nas linhas AA' e BB' da Figura 52 num comprimento de dois passos polares.

O valor máximo da densidade de fluo no entreferro externo é maior devido ao maior comprimento circunferencial do ímã externo o que proporciona um maior volume de ímã e conseqüentemente proporciona uma indução maior.

**Figura 68 - Densidade de fluxo nos entreferros interno e externo calculadas analiticamente**



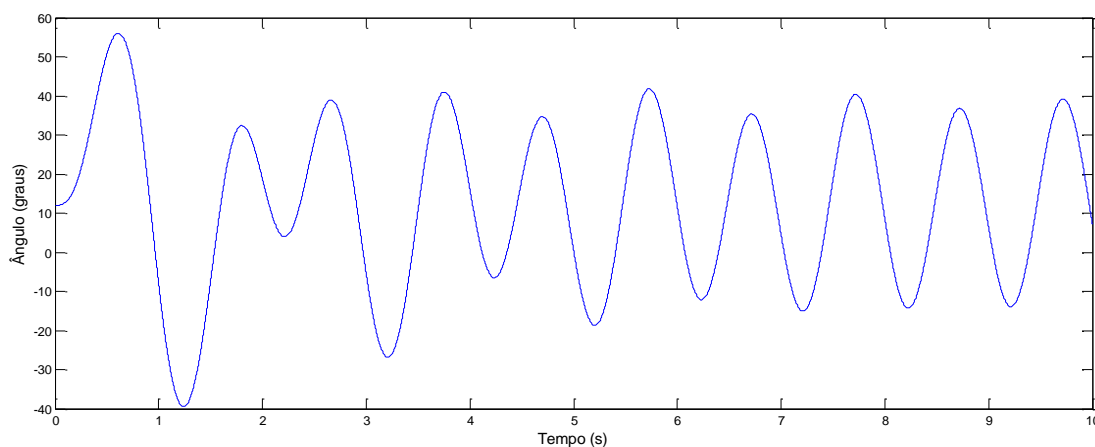
A densidade de fluxo máxima no entreferro externo e interno é, respectivamente, 0,95T e 0,90 T.

### 6.2.2 Posicionamento do rotor pelo método analítico

O movimento do rotor depende da velocidade (frequência mecânica) e da amplitude do movimento do acionamento, que no caso é o movimento da boia de sinalização que é tomada como exemplo de aplicação do dispositivo em estudo. O posicionamento é calculado analiticamente baseado no Método de Lagrange, descrito no capítulo 5.

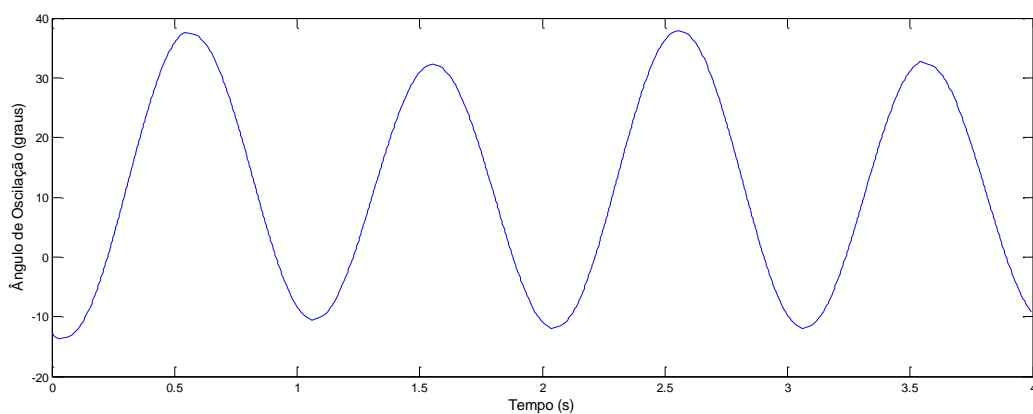
Na Figura 69 é mostrado a oscilação do rotor para uma amplitude de oscilação de 0,20 m e frequência de 1 Hz.

**Figura 69 - Oscilação do rotor para uma frequência de 1 Hz e amplitude de 0,20m**



Percebe-se um transitório inicial, com duração de 5 s, onde a o ângulo de oscilação atinge aproximadamente  $95^{\circ}$ .

**Figura 70 - Oscilação do rotor para uma frequência de 1 Hz e amplitude de 0,20m em regime permanente**



A partir dos 5 s a oscilação entra em regime permanente, sem entrar numa perfeita ressonância, atingindo um ângulo de oscilação de aproximadamente  $40^\circ$ , como mostrado na Figura 70.

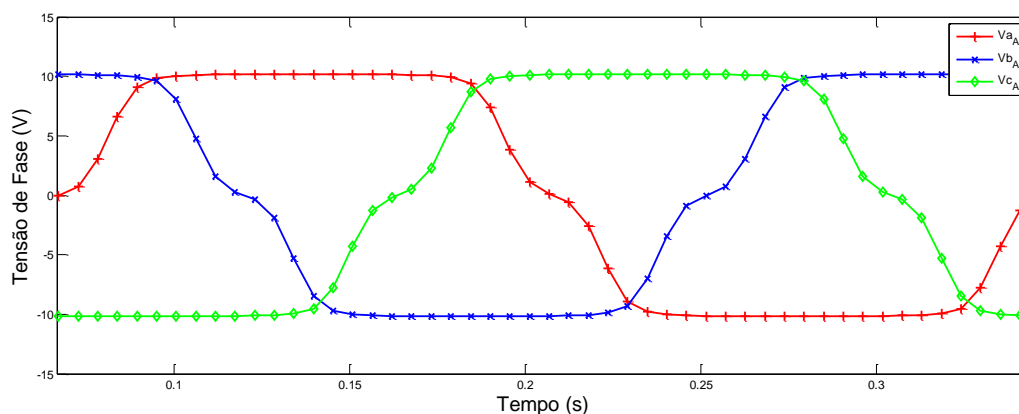
## 6.2.2 Tensão induzida por fase pelo método analítico

O cálculo analítico da tensão induzida é feito baseado no equacionamento descrito no capítulo 4.

### 6.2.2.1 Tensão induzida por fase com acionamento constante

Neste primeiro caso, considera-se a velocidade de acionamento do gerador como constante e com um valor de 2,7964 rad/s, equivalente a 26,7 RPM, que é o valor máximo da velocidade sinusoidal que será apresentado nos itens posteriores.

**Figura 71 - Tensão de fase para uma velocidade constante igual a 2,7964 rd/s**



Como descrito anteriormente, o efeito da ranhura é levado em consideração pela aplicação de fator de *Carter*, o que corrige o valor da tensão, mas não mostra a presença da ranhura na forma de onda.

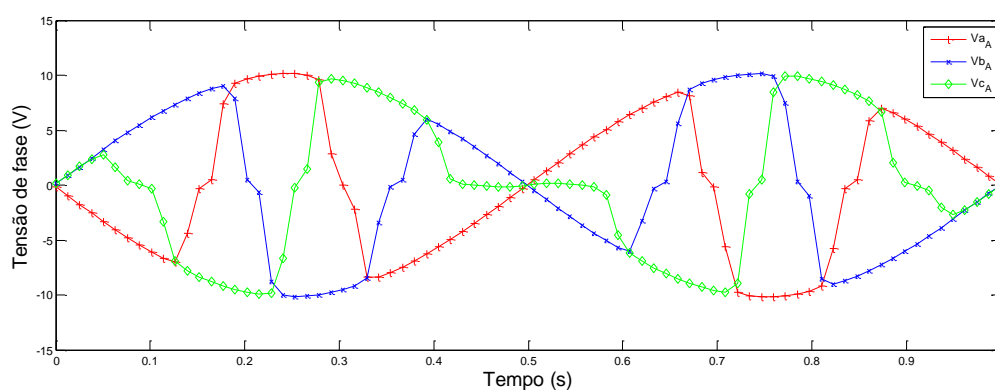
O valor máximo da tensão é de 10,16 V e o valor eficaz é de 8,61 V.

### 6.2.2.2 Tensão induzida por fase com acionamento sinusoidal

Neste caso, tem-se o posicionamento do rotor modelado por uma senoide, como apresentado anteriormente.

A Figura 72 apresenta os valores das tensões de fase, calculadas analiticamente, considerando 16 bobinas em série por fase, fator de passo  $kp$  e fator de enrolamento  $ke$  igual a 1, com posicionamento das bobinas de cada fase como mostrado na Figura 60.

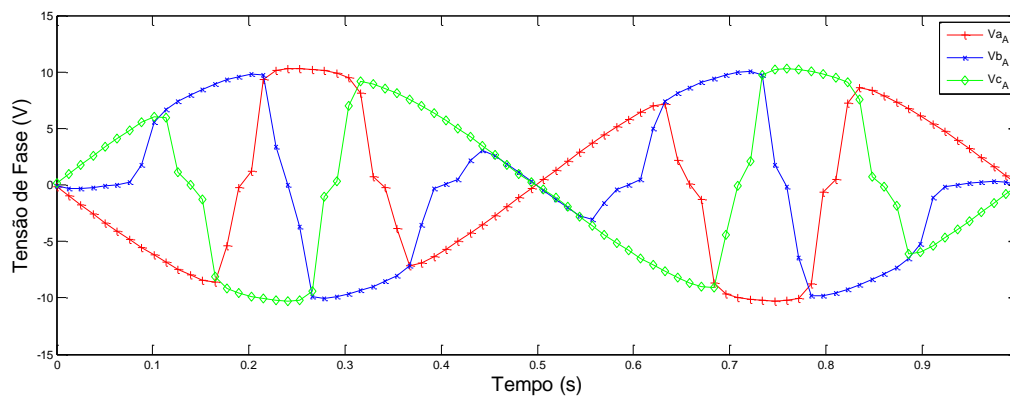
**Figura 72 - Tensão de fase para uma velocidade sinusoidal com frequência de 1 Hz, amplitude de 0,20m e  $\theta_{mag}=0^0$**



A forma de onda da tensão induzida por fase depende da posição inicial da mesma em relação aos ímãs permanentes.

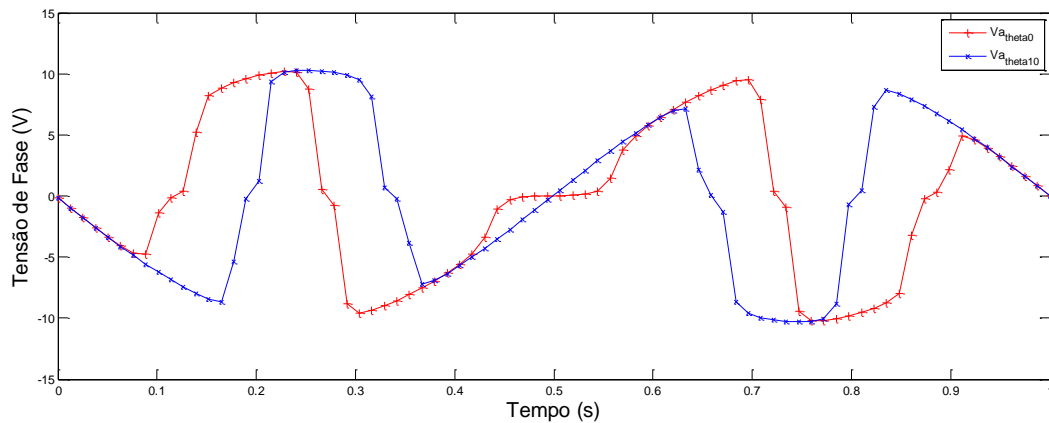
Na Figura 73 são apresentados os resultados, das três fases, para uma variação da posição inicial de cada bobina ( $\theta_{mag}$ ) de  $10^0$ .

**Figura 73 - Tensão de fase para uma velocidade sinusoidal com frequência de 1 Hz, amplitude de 0,20m e  $\theta_{mag}=10^0$**



A Figura 74 mostra a comparação da tensão induzida na mesma fase, fase “b”, variando-se a posição inicial da fase. No caso, é considerada uma variação de  $10^0$ .

**Figura 74 - Comparação entre as tensões da fase A com  $\theta_{\text{mag}}$  de  $0^0$  e  $10^0$**

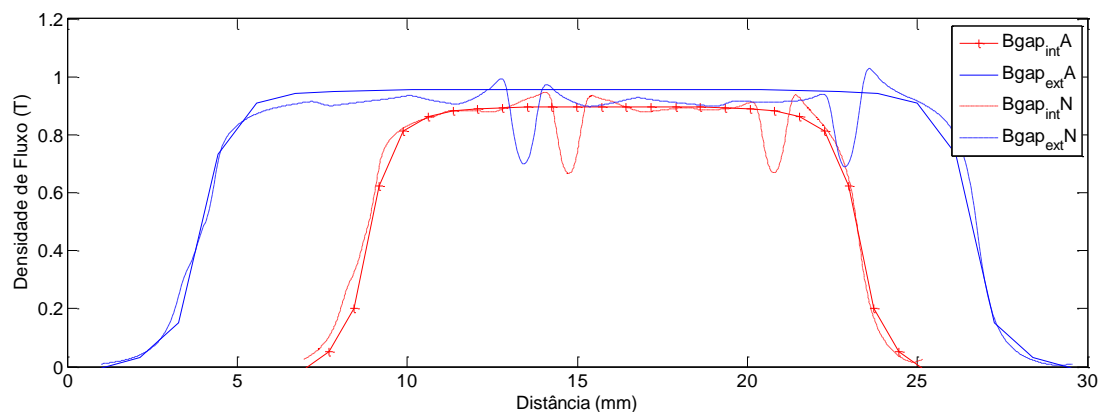


Observa-se uma mudança da forma de onda, mas a envoltória das três fases, como pode ser visto nas permanece igual, portanto, o valor eficaz de cada fase não varia.

### 6.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DA DENSIDADE DE FLUXO PELO MODELAMENTO ANALÍTICO E MODELAMENTO NUMÉRICO

A Figura 75 - Densidades de fluxo nos entreferros interno e externo mostra as quatro formas de onda da densidade de fluxo nos entreferros interno e externo.

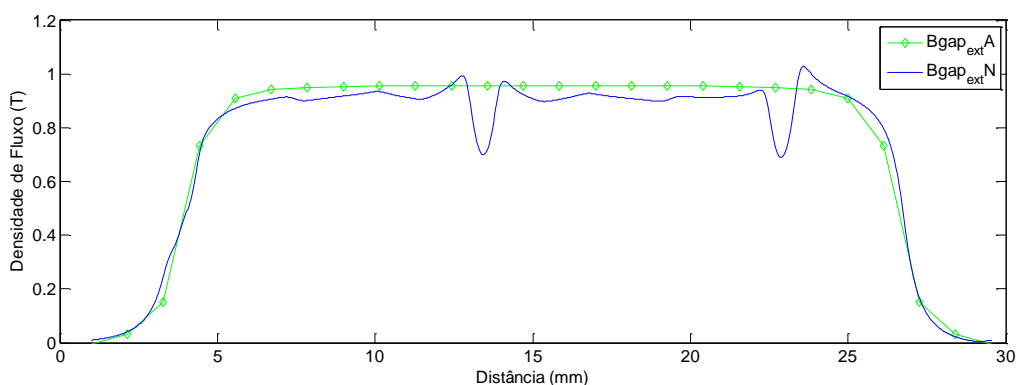
**Figura 75 - Densidades de fluxo nos entreferros interno e externo**



As curvas referentes às simulações numéricas mostram os vales formados pelas ranhuras do estator, o que não é mostrado pelo cálculo analítico, mas é levado em consideração pela aplicação do fator de Carter, descrito anteriormente.

Observa-se uma aproximação entre os resultados apresentados, principalmente quanto à forma de onda com a exceção da região das ranhuras, pelos motivos descritos anteriormente.

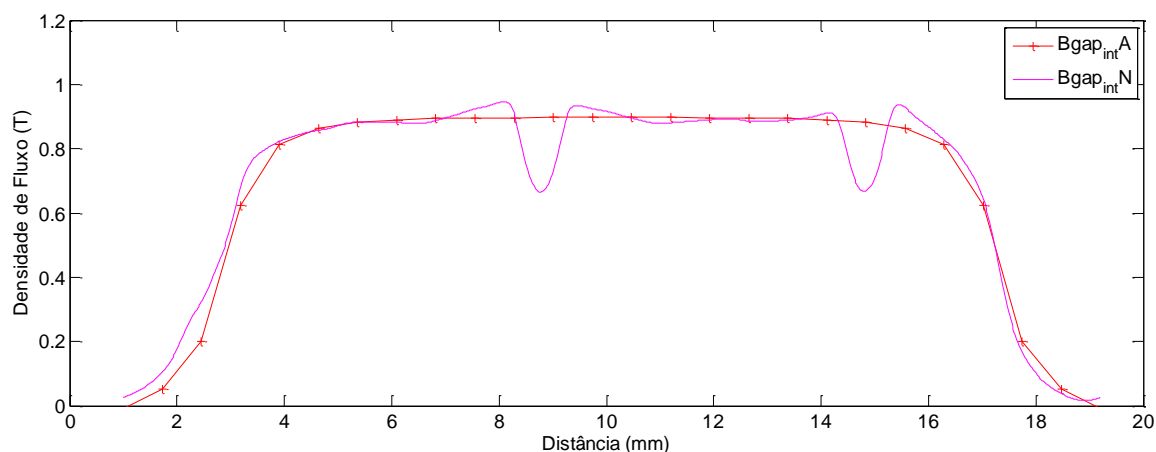
**Figura 76 - Comparação entre os resultados analítico e numérico para densidade de fluxo no entreferro externo.**



A amplitude da solução analítica é ligeiramente superior à solução numérica. Este resultado já era esperado, uma vez que a solução analítica considera o material ferromagnético como ideal.

Na solução numérica percebe-se o efeito das pontas na região das ranhuras.

**Figura 77 - Comparação entre os resultados analítico e numérico para densidade de fluxo no entreferro interno.**





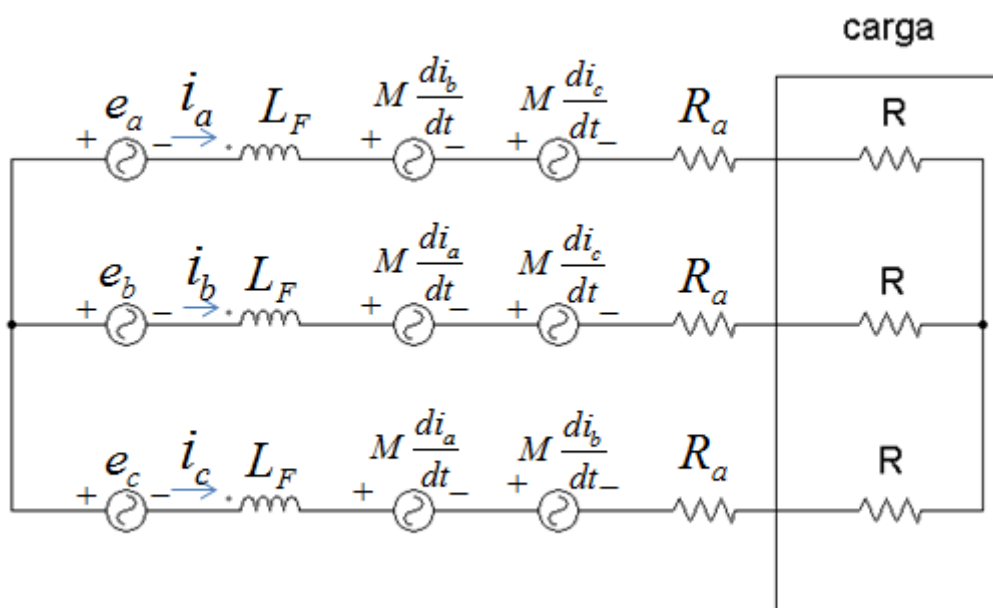
Em valores percentuais a variação máxima da densidade de fluxo magnético no entreferro interno é de 0,4% e no entreferro externo é de 2,93% de um modelo para o outro, o que indica que os modelos representam bem o gerador.

Os ensaios foram realizados com o protótipo para avaliar seu desempenho e validar os modelos numéricos e analíticos propostos. Foi realizada a medição da resistência das bobinas, a medição da isolamento elétrica das bobinas em relação à massa, a tensão induzida com velocidade constante, a tensão induzida com velocidade sinusoidal e a tensão induzida com o movimento pendular da massa descentralizada.

#### 6.4 CIRCUITO EQUIVALENTE

O circuito equivalente do gerador é mostrado Figura 78.

Figura 78 - Circuito equivalente trifásico do gerador



Onde  $e_a$ ,  $e_b$  e  $e_c$  são, respectivamente, as tensões induzidas na fase a, b e c, no domínio do tempo,  $L_F$  é a indutância por fase,  $R_a$  a resistência de armadura por fase e  $R$  é a resistência equivalente da carga, por fase.

### 6.4.1 Resistência das bobinas

A determinação analítica da resistência das bobinas  $R_{bob}$  é obtida por (133).

$$R_{bob} = R_c l_{bob} \quad (133)$$

Onde  $R_c$  é o valor da resistência por unidade de comprimento. No caso é utilizado o condutor de bitola 24AWG, cujo valor de  $R_c$  é de 84,4Ω/km. O comprimento da bobina, é calculado por (134), conforme a geometria adotada, apresentada Figura 39.

$$l_{bob} = N_{eb} \left[ 2l_{cab} + 2(l_n + Esp_{sup}) \right] \quad (134)$$

Onde  $N_{eb}$  é o número de espiras por bobina,  $l_{cab}$  é o comprimento médio da cabeceira da bobina, calculado por (135),  $l_n$  é o comprimento axial do núcleo e  $Esp_{sup}$  é a espessura do suporte do estator. Para a máquina em questão tem-se que  $N_{eb} = 39$ , espiras no caso

$$l_{cab} = Esp_{nucleo} - \left( 2gola + \frac{L_{eri}}{2} + \frac{L_{ere}}{2} \right) \quad (135)$$

Considerando que as bobinas de cada fase sejam ligadas em série, tem-se (136).

$$R_{fase} = N_{bf} R_{bob} \quad (136)$$

Substituindo os valores se obtém uma resistência de fase de 8,95Ω.

### 6.4.2 Medição da resistência elétrica das bobinas

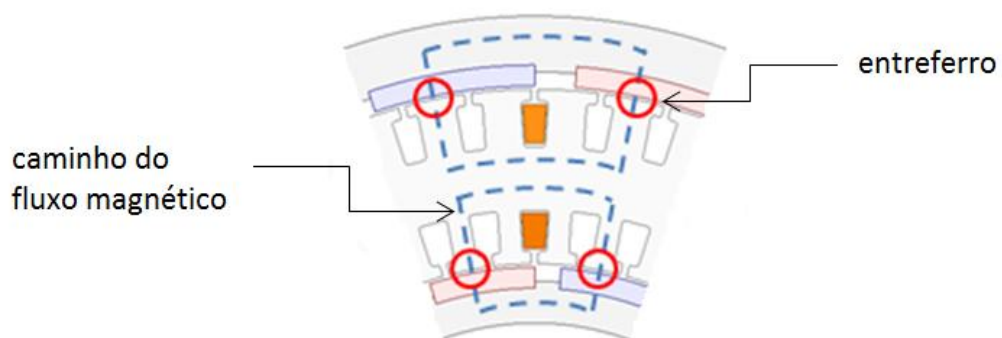
Com o núcleo do estator bobinado e em temperatura ambiente, realizaram-se as medidas de resistência das fases, compostas de 16 bobinas ligadas em série. As medidas foram feitas com um ohmímetro a quatro fios. Depois de efetuar cinco medidas, obteve-se uma média aritmética de 9,1 Ω por fase com desvio padrão de 193 mΩ. Percebe-se que mesmo utilizando o enrolamento toroidal, com a cabeceira menor, o valor da resistência interna ainda é alto, levando em consideração o valor da tensão gerada.

### 6.4.3 Cálculo da indutância

A configuração N-N do circuito magnético da máquina proposta e a utilização de enrolamento toroidal concentrado faz com que as bobinas de uma mesma fase não tenham indutâncias mútuas significativas, pois cada bobina constitui seu próprio circuito magnético.

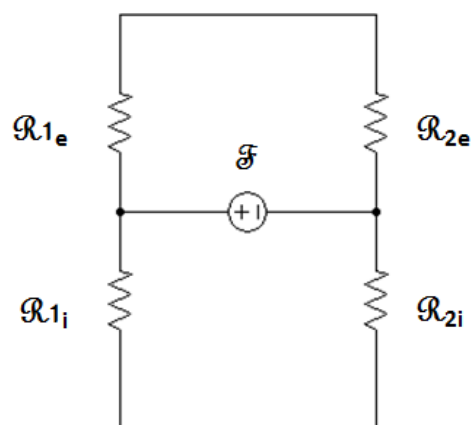
O cálculo da indutância própria é feito, de forma simplificada, considerando o caminho do fluxo magnético representado pela linha tracejada da Figura 79.

**Figura 79 - Circuito magnético simplificado**



A partir do circuito magnético é montado circuito elétrico equivalente, mostrado pela Figura 80.

**Figura 80 - Circuito elétrico equivalente ao circuito magnético**



Onde  $\mathcal{F}$  é força magnetomotriz ( $Ae$ ),  $\mathcal{R}_{1e}$  e  $\mathcal{R}_{2e}$  são as relutâncias dos entreferros externos e  $\mathcal{R}_{1i}$  e  $\mathcal{R}_{2i}$  são as relutâncias dos entreferros internos.

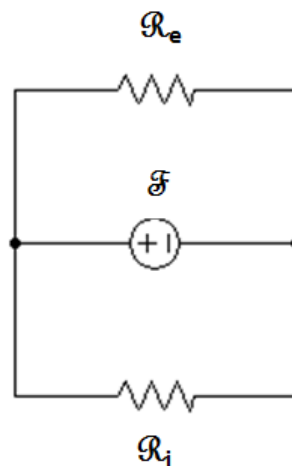
A relutância é calculada por (133).

$$\mathfrak{R} = \frac{l_{gm}}{\mu_0 S} \quad (133)$$

Em (133)  $l_{gm}$  é o comprimento médio do entreferro e  $S$  é a área calculada multiplicando-se o comprimento do arco da circunferência, que vai da bobina até a posição intermediária entre as bobinas de uma mesma fase, pelo comprimento axial do núcleo. Os comprimentos de arco interno e externo são calculados em função de cada raio.

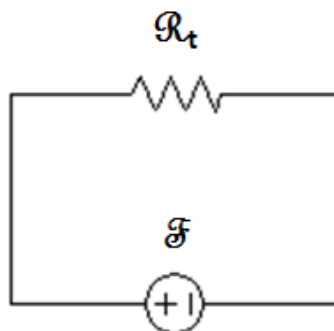
Somando-se as relutâncias externas e internas entre si, tem-se o circuito da Figura 81.

**Figura 81 - Circuito elétrico equivalente simplificado**



E finalmente, calculando-se o paralelo entre  $\mathfrak{R}_e$  e  $\mathfrak{R}_i$ , têm-se a relutância total do circuito equivalente, Figura 82, dado por  $\mathfrak{R}_t$ .

**Figura 82 - Circuito elétrico equivalente simplificado final**



Substituindo-se os valores das variáveis, tem-se que  $\mathfrak{R}_t$  é igual a  $1,2971 \times 10^6$  A/Wb.

A indutância de cada bobina  $L_b$  pode ser calculada por (134).

$$L_b = \frac{N_{eb}^2}{\mathfrak{R}_t} \quad (134)$$

Onde  $N_{eb}$  é o número de espiras por bobina. Substituindo-se os valores das variáveis tem-se que  $L_b$  é  $1,64 \times 10^{-3}$  H.

Cada fase é constituída de  $N_{bf}$  bobinas, e dessa forma a indutância de fase é calculada por (142).

$$L_F = N_{bf} L_b \quad (142)$$

Sabendo que o numero de bobinas em série por fase é 16, tem-se o valor da indutância de fase  $L_F$  igual a  $26,26 \times 10^{-3}$  H.

A determinação da indutância de fase pelo método numérico resultou num valor de  $23,85 \times 10^{-3}$  H, 9% menor.

A partir de uma simulação numérica, calculou-se a indutância mútua ( $M$ ) entre as fases, pela equação.

$$M = \frac{|V_b|}{\omega |I_a|} \quad (135)$$

Onde  $V_b$  é a tensão eficaz induzida na fase B,  $I_a$  é intensidade de corrente eficaz aplicada na fase A e  $\omega$  é a frequência angular (rd/s). Aplicando-se os valores encontrados, tem-se que a indutância mútua entre as fases é de  $2,65 \times 10^{-3}$  H.

#### 6.4.4 Resultados a partir do circuito equivalente

A partir dos valores calculados, monta-se o circuito equivalente do gerador, mostrado Figura 78.

Onde  $e_a$ ,  $e_b$ ,  $e_c$  são, respectivamente, as tensões induzidas nas fases  $a$ ,  $b$  e  $c$ ,  $L$  é a indutância de fase,  $R_a$  é a resistência da armadura por fase e  $R$  é a resistência que representa a carga.

As equações (143), (144) e (145) representam o equacionamento do circuito, considerando a indutância  $L_F$  é igual  $26,26 \times 10^{-3}$  H, calculado analiticamente,  $R_a$  é igual a  $9,1 \Omega$ , medido a partir do gerador montado e o acionamento que representa uma onda de  $0,20$  m de amplitude e uma frequência de  $1$  Hz que proporciona deslocamento angular do rotor correspondente a  $35^\circ$ .

$$i_a(R_a + R) - i_b(R_a + R) + (L_F - M) \frac{di_a}{dt} - (M - L_F) \frac{di_b}{dt} = e_a - e_b \quad (143)$$

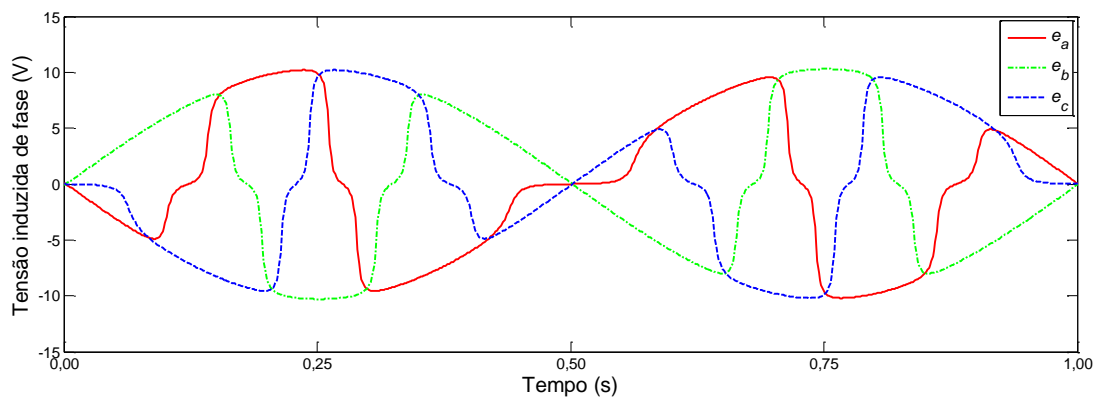
$$i_a(R_a + R) - i_c(R_s + R) + (L_F - M) \frac{di_a}{dt} - (M - L_F) \frac{di_c}{dt} = e_a - e_c \quad (144)$$

$$i_a + i_b + i_c = 0 \quad (145)$$

As equações (143), (144) e (145) constituem um sistema de equações lineares de coeficientes constantes cuja solução para as correntes  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  foi obtida através de método numérico tradicional, considerando as tensões  $e_a$ ,  $e_b$  e  $e_c$ , como dados de excitação conforme a Figura 78.

A Figura 83 apresenta os valores das tensões induzidas por fase.

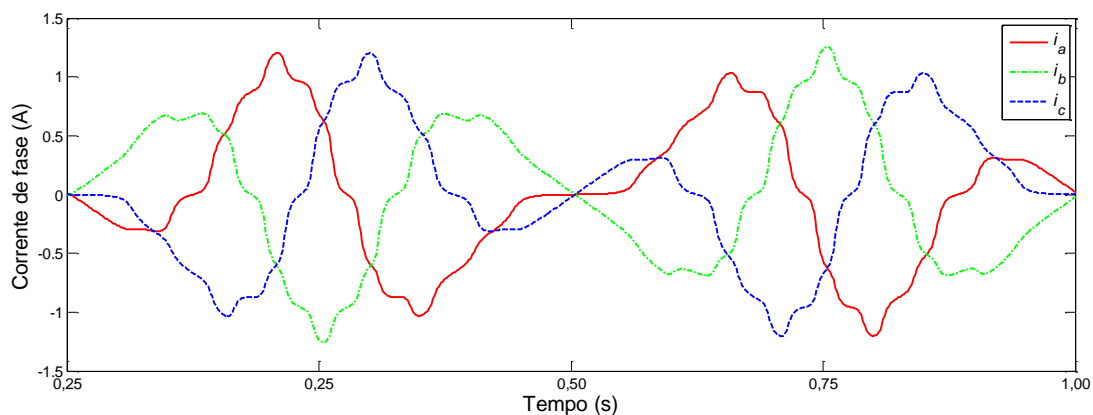
**Figura 83 - Tensões induzidas de fase**



Os valores máximos são 10,20 V e os valores eficazes são de 6,33 V. Na Figura 84 são apresentados os valores de intensidade de correntes instantâneas.

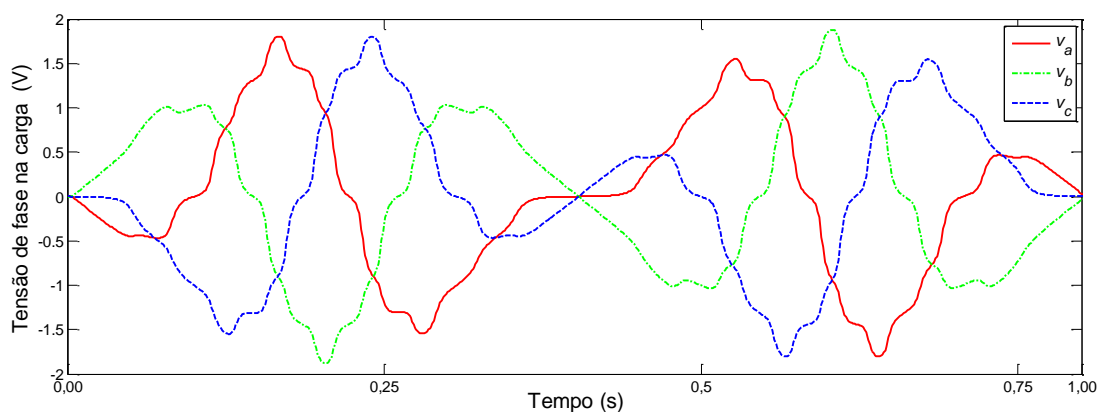
Os resultados para as correntes  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  estão apresentados na Figura 84.

**Figura 84 - Intensidades de corrente de fases**



Os valores máximos são de 1,21 A e o valores eficazes são 0,58 A. Na Figura 85 são mostradas as curvas de tensão na carga.

**Figura 85 - Tensões de fase na carga**

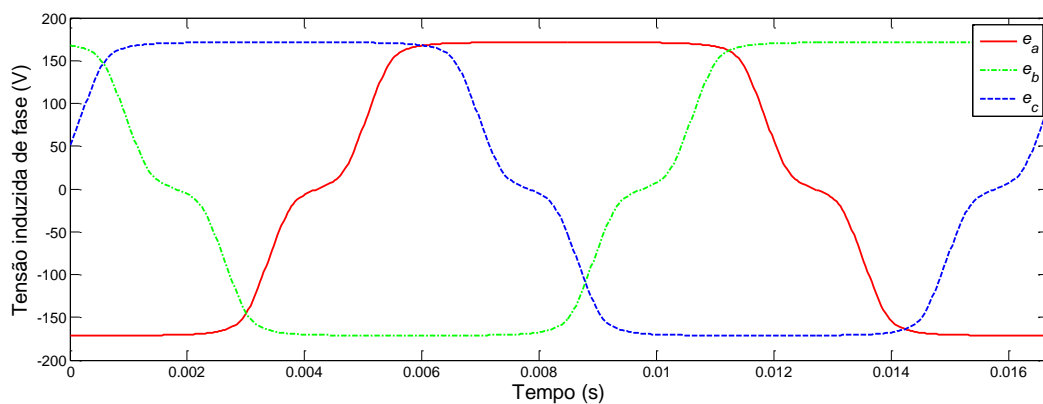


O valor de potência média na carga é de 1,53 W, portanto a máquina atende a demanda de potência necessária ao acionamento do sinalizador (eclipsor) conforme a potência calculada na seção 3.1.1. Nesse caso tem-se uma potência interna média gerada de 10,82 W o que dá um rendimento elétrico de 14,14 %.

Visando a comparação do gerador acionado por um movimento pendular, com as características apresentadas anteriormente, e um gerador acionado por uma máquina primária que proporcione uma velocidade constante, foi feito uma análise considerando uma velocidade de acionamento de 450 RPM. Como o gerador é constituído por 16 polos, a tensão induzida apresenta uma frequência de 60 Hz.

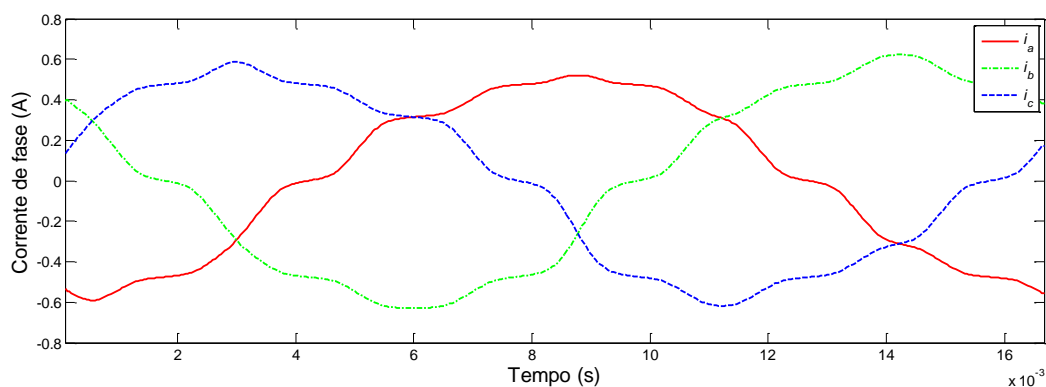
Na Figura 86 são apresentadas as curvas da tensão induzida por fase.

**Figura 86 - Tensão induzida de fase**



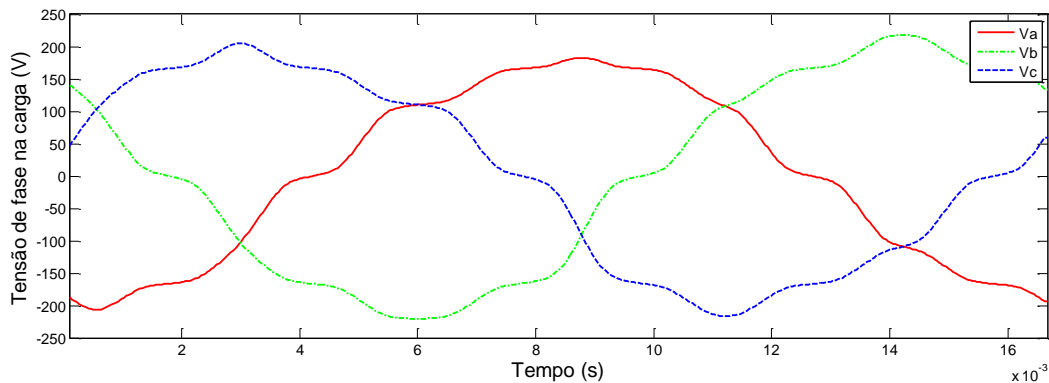
Os valores máximos são 170,04 V e os valores eficazes são de 141,08 V. Na Figura 84 são apresentados os valores de intensidade de correntes instantâneas.

**Figura 87 - Intensidade de corrente**



Os valores máximos são de 0,9217 A e o valores eficazes são 0,6042 A. Na Figura 88 são mostradas as curvas de tensão na carga.

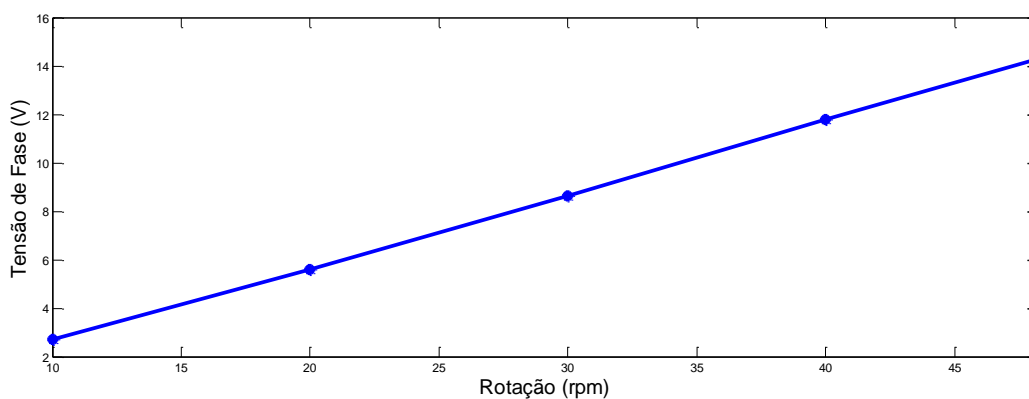


**Figura 88 - Tensão de fase na carga**

O valor de potência média na carga é de 239,19 W. Nesse caso tem-se uma potência interna média gerada de 249,51 W o que dá um rendimento elétrico de 95,86.

#### 6.4.5 Curva de circuito aberto

A Figura 89 apresenta a curva de circuito aberto do gerador sob velocidade constante, obtida experimentalmente. Foi variada a velocidade do acionamento de 0 a 48,2 rpm, com uma variação de 10 rpm de uma medida para a outra, com exceção da última, que teve uma variação de 8,2 rpm, por motivos de condições para a realização do ensaio.

**Figura 89 - Curva de circuito aberto**

A curva é uma reta, como esperado, com um ângulo de inclinação de  $16,85^\circ$ .

#### 6.4.6 Medição da isolamento elétrica das bobinas em relação à massa

A medição da isolamento foi feita com um Megômetro, modelo ICCEL MG 3150, medindo a resistência entre os 6 terminas das fases (juntos) e a massa, que nesse caso é a chapa de alumínio que serve para a fixação do estator.

Na Figura 90 é mostrado como foi feita a medição.

**Figura 90 - Medição da isolamento elétrica das bobinas**



O valor da resistência de isolamento foi de 1,03 G $\Omega$ , valor dentro dos padrões aceitáveis para uma máquina com muito baixa tensão.

#### 6.4.7 Movimento do rotor a partir de um acionamento sinusoidal

O movimento é feito a partir do acionamento de uma régua linear por um servomotor, Figura 91. Inicialmente, uma massa descentralizada foi acoplada ao gerador, com o objetivo de fazer a oscilação do rotor.

Foi realizada uma sequência de ensaios variando a amplitude e a frequência da senoide, e por limitações práticas, a amplitude foi variada de 0,1 m a 0,2 m com uma variação de 0,05 m e a frequência de ¼ Hz a 1 Hz com uma variação ¼ Hz entre as medidas.

A Figura 91 mostra o arranjo montado para a realização dos ensaios com acionamento sinusoidal.

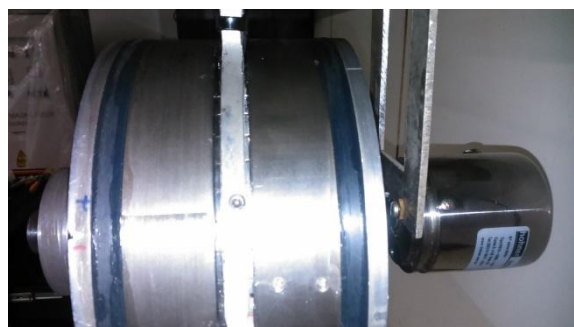
O gerador foi fixado a um barramento que se move horizontalmente, acionado por um servomotor WEG SWA 562530, controlado por um servoconversor WEG SCA 05. Os sinais do controle são gerados pela DSpace.

**Figura 91 - Montagem para ensaio com acionamento sinusoidal**



A posição do rotor é medida através de um encoder acoplado no eixo do gerador, como mostra a Figura 92.

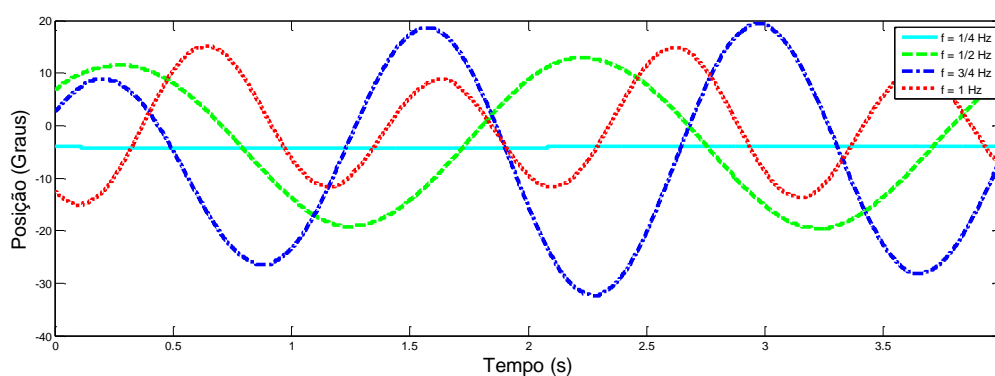
**Figura 92 - Acoplamento do encoder ao eixo do gerador**



Nas figuras seguintes são apresentados os resultados do movimento do rotor para as diferentes frequências (1/4, 1/2, 3/4 e 1 Hz) do acionamento em relação a uma amplitude fixa.

Todos os ensaios foram feitos com a mesma configuração da massa descentralizada do rotor. Na Figura 93 são apresentados os resultados experimentais para uma amplitude do movimento do acionamento de 0,10 m.

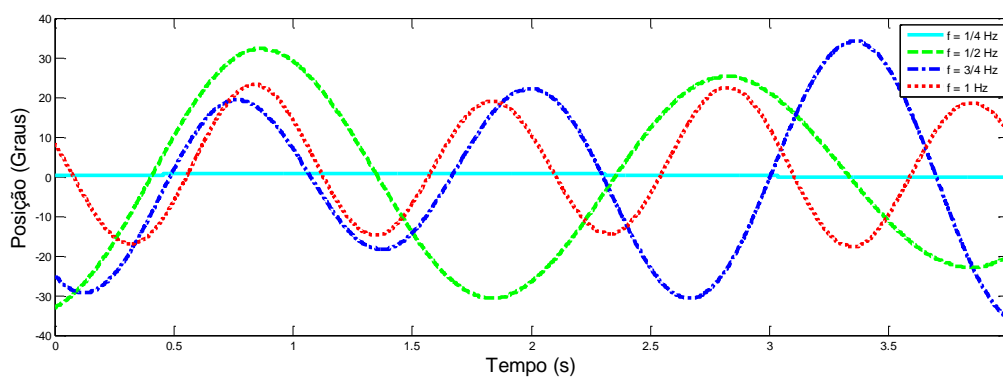
**Figura 93 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,10m**



Percebe-se que para a frequência de  $\frac{1}{4}$  Hz o rotor não se movimenta. A maior amplitude é para a frequência de  $\frac{3}{4}$  Hz e o movimento mais estável é para a frequência de  $\frac{1}{2}$  Hz com um ângulo de oscilação de aproximadamente  $30^\circ$ .

Na Figura 94, a amplitude é de 0,15 m.

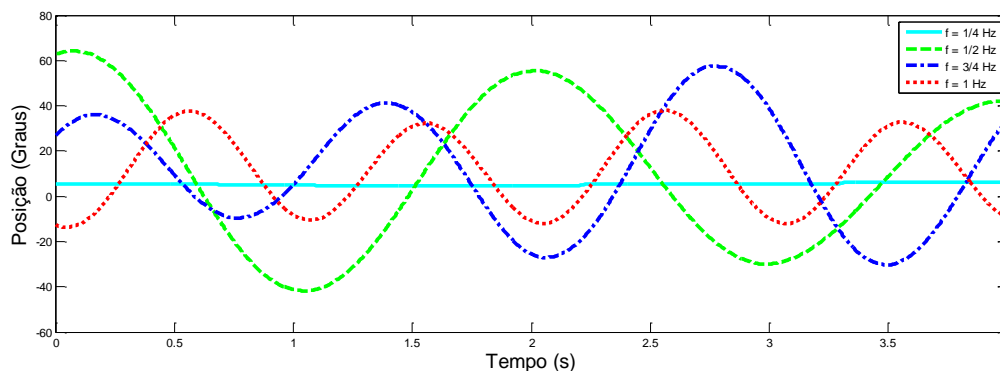
**Figura 94 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,15m**



Para a frequência de  $\frac{1}{4}$  Hz o rotor continua não se movimentando e a maior amplitude é para a frequência de  $\frac{3}{4}$  Hz, onde a amplitude angular do movimento chega até a aproximadamente  $60^\circ$ , mas o movimento mais estável é para a frequência de 1 Hz com um ângulo de oscilação de aproximadamente  $35^\circ$ .

E na Figura 95 a amplitude do movimento do acionamento de 0,20 m.

**Figura 95 - Posicionamento do rotor em função da frequência para uma amplitude de variação do acionamento de 0,20 m**



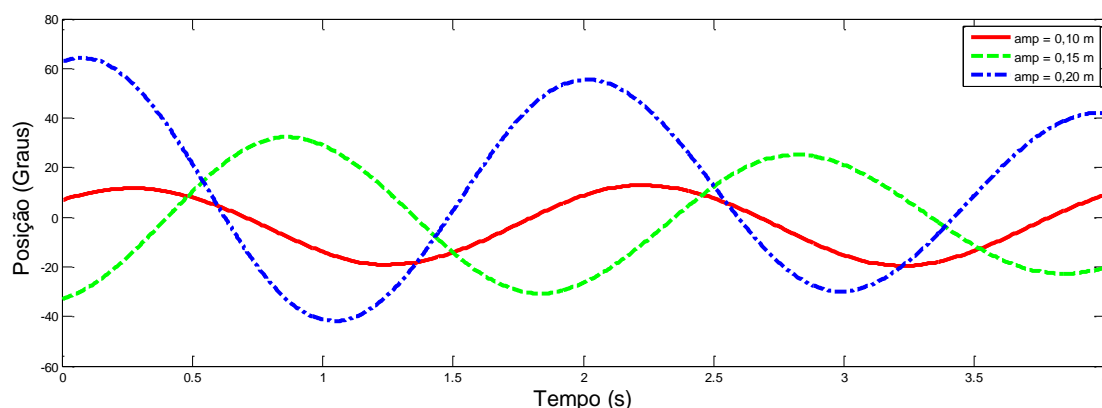
Em todos os ensaios o rotor não conseguiu se movimentar com a frequência de  $\frac{1}{4}$  Hz. Figura 95, observa-se que para as frequências  $\frac{1}{2}$  e  $\frac{3}{4}$  Hz o movimento do rotor não consegue se estabilizar, significando que se deva mudar a posição do centro de massa do rotor. O melhor resultado, mesmo que a amplitude do movimento não seja a maior, foi obtido com a frequência de 1 Hz.

Nessa frequência e amplitude do acionamento, o rotor atinge um ângulo de oscilação entorno de  $50^\circ$  com uma pequena diferença entre os picos da oscilação.

Nas figuras seguintes são apresentados os resultados do movimento do rotor para as diferentes amplitudes (0,1, 0,15 e 0,20 m) do movimento do acionamento em relação a uma frequência fixa.

Na Figura 96 são apresentados os resultados dos experimentos realizados para as diferentes amplitudes em relação a uma frequência de  $\frac{1}{2}$  Hz.

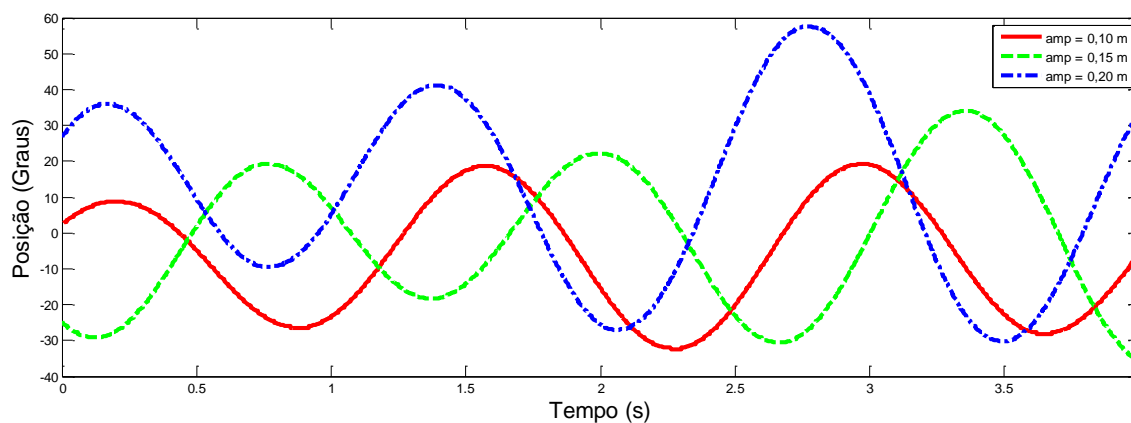
**Figura 96 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de  $\frac{1}{2}$  Hz**



Mesmo que a posição inicial não seja a mesma, vê-se que a frequência de oscilação se mantém a mesma do acionamento. Nesse caso, o sinal mais estabilizado é para a amplitude de 0,10 m e o ângulo de oscilação é de aproximadamente  $20^\circ$ .

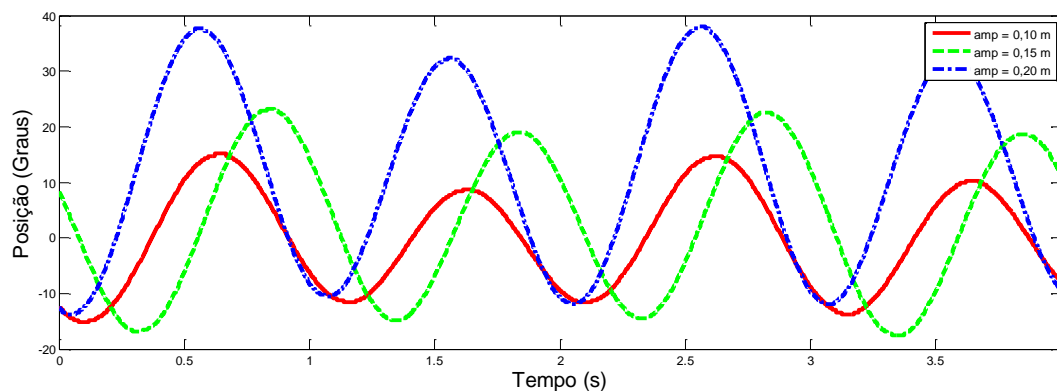
Na Figura 97 são apresentados os resultados para as diferentes amplitudes em relação a uma frequência de  $\frac{3}{4}$  Hz.

**Figura 97 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de  $\frac{3}{4}$  Hz**



Para a frequência de  $\frac{3}{4}$  Hz, o sinal mais estabilizado também é para a amplitude de 0,10 m e o ângulo de oscilação é de aproximadamente  $45^\circ$ .

**Figura 98 - Posicionamento do rotor em função da amplitude do movimento do acionamento para uma frequência de 1 Hz**

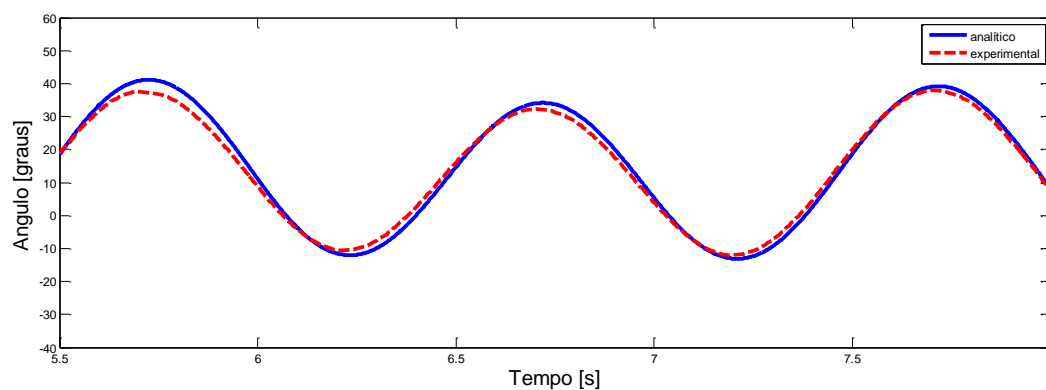


Analisando-se os resultados das figuras anteriores, constata-se que embora o movimento do rotor não entre em ressonância com o movimento do acionador, para as frequências superiores a  $\frac{1}{4}$  Hz, o rotor se movimenta, mantendo a mesma frequência, para todas as frequências e amplitudes analisadas. Então, conclui-se que o gerador irá gerar tensão para todas as amplitudes e frequências superiores a  $\frac{1}{4}$  Hz.

Após as análises anteriores, escolheu-se a frequência de 1 Hz e amplitude de 0,20 m como base para a sequência de comparações e análises.

Na Figura 99 é apresentada a comparação dos resultados analítico e experimental do posicionamento do rotor, num tempo já estabilizado, para uma amplitude de 0,20 m e uma frequência de 1 Hz.

**Figura 99 - Comparação do posicionamento do rotor para uma amplitude de 0,20m e frequência de 1 Hz**



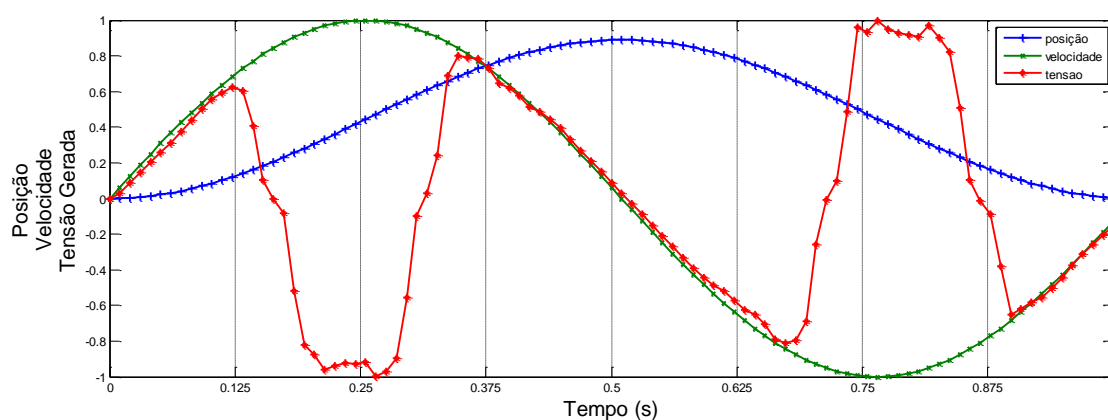
Percebe-se que o resultado analítico tem a frequência levemente maior e a amplitude é um pouco menor do que o experimental. A diferença entre os valores máximos da amplitude é de 9,3%.

### 6.4.8 Geração de tensão a partir de um acionamento sinusoidal

Para explicar o formato da curva da tensão gerada a partir de um movimento sinusoidal se faz uso de uma sequência de figuras, Figura 101 até a Figura 109, onde é grifada a fase B, por essa ser a fase central, num tempo total de um segundo dividido em oito tempos parciais, por ser utilizada uma frequência de 1 Hz.

Na Figura 100, são plotadas as curvas normalizadas da posição, da velocidade e da tensão induzida num ciclo.

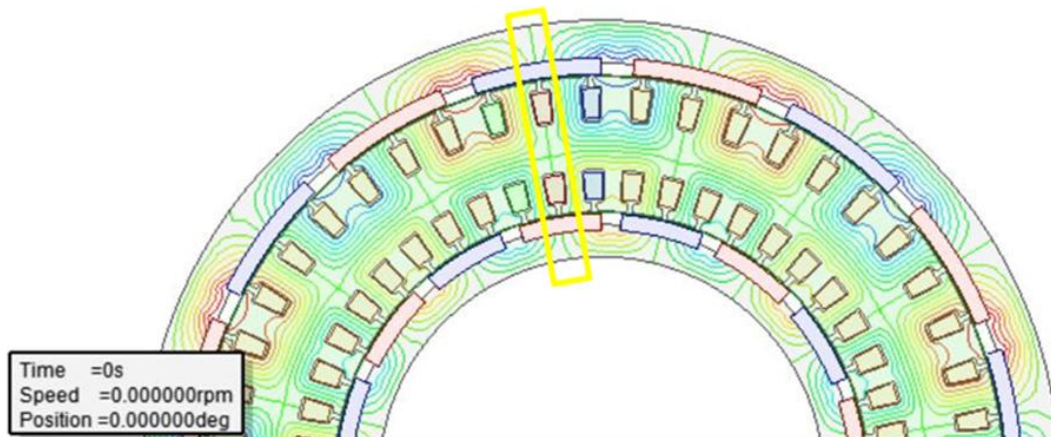
**Figura 100 - Posição, velocidade e tensão da fase B normalizadas**



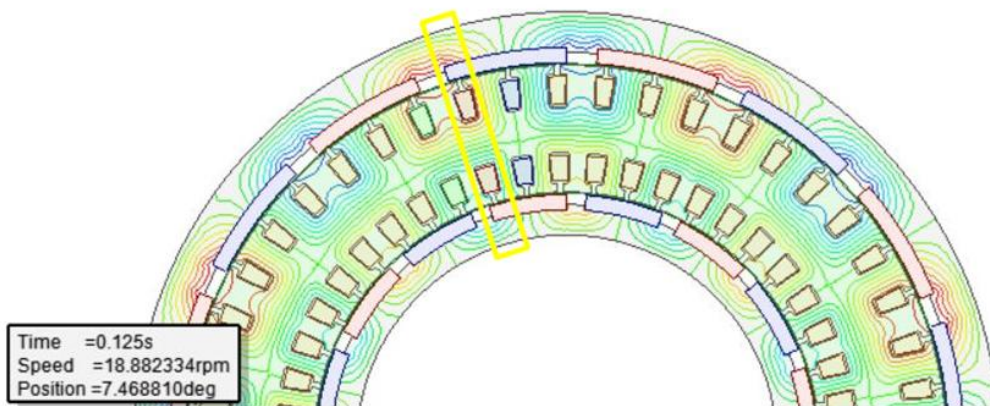
A simulação numérica é feita considerando que o estator é que se movimenta, no sentido anti-horário, oposto do real, onde quem se move é o rotor, obviamente. Isso facilita a simulação e não interfere no resultado final.

A Figura 101 mostra a posição inicial.



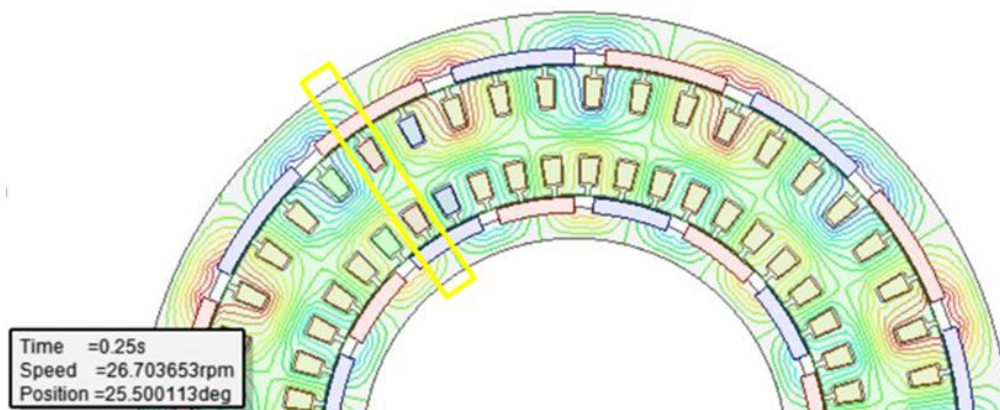
**Figura 101 - Posicionamento da fase B para o tempo 0 s**

Nessa posição a velocidade é zero e não há variação de fluxo magnético concatenado com a bobina, assim a *fem* induzida é nula.

**Figura 102 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,125 s**

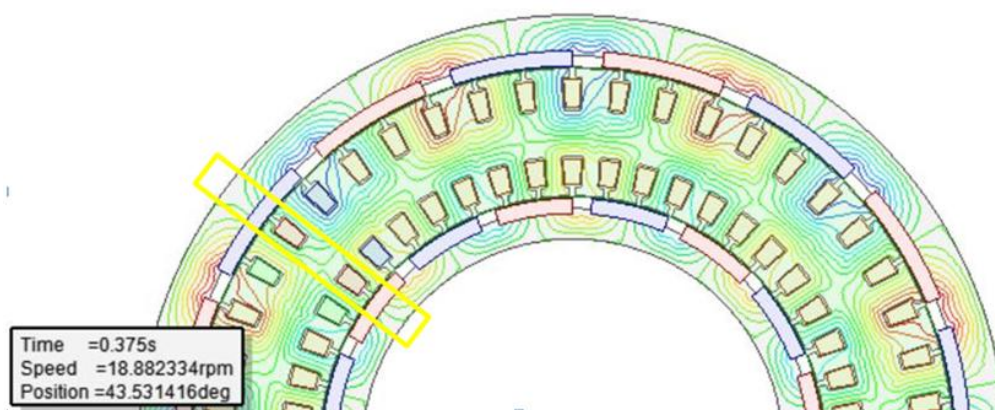
No intervalo de 0 a 0,125 s, a variação de fluxo magnético concatenado com a bobina vai aumentando e a velocidade apresenta uma elevada taxa de variação, assim, o valor da *fem* induzida também aumenta.

**Figura 103 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,25 s**



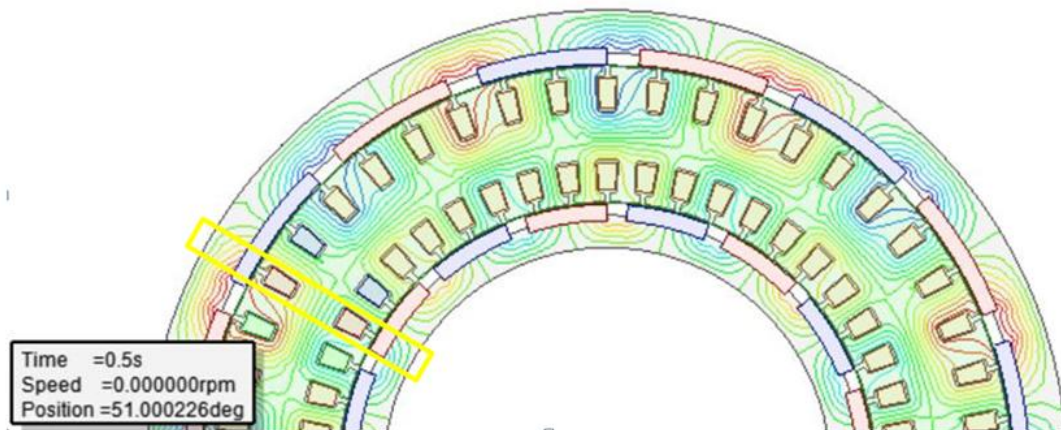
De 0,125 á 0,250 s, a velocidade continua aumentando, mas com uma taxa de variação menor, entretanto, a variação de fluxo magnético inverte o sentido o que leva a uma elevada taxa de variação e, com isso o valor da *fem* induzida na bobina muda de sentido e atinge seu valor máximo no instante  $t = 0,250$  s.

**Figura 104 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,375 s**



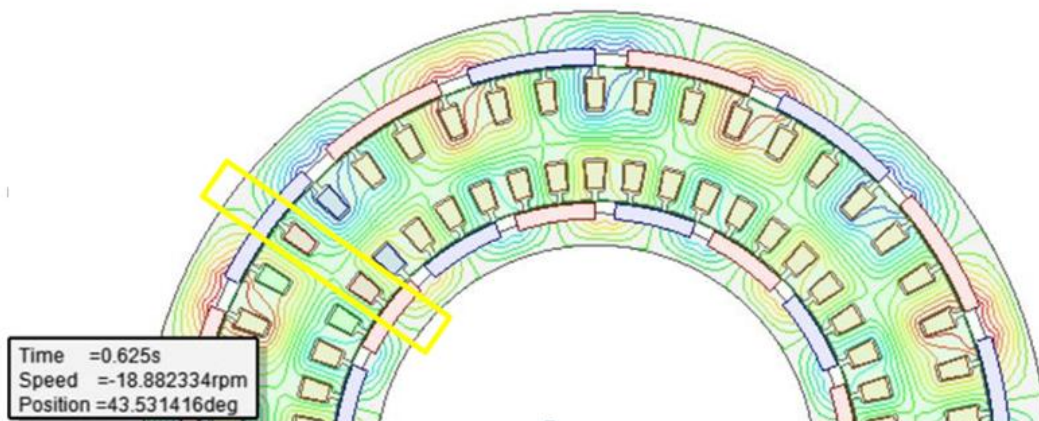
De 0,250 a 0,375 s, a velocidade que era alta começa a diminuir assim como a variação de fluxo magnético dentro da bobina, assim, a *fem* induzida começa a diminuir também.

**Figura 105 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,5 s**



De 0,375 a 0,5 s, a taxa de variação de fluxo concatenado é alta, mas a velocidade diminui até zero, e consequentemente o valor da *fem* induzida cai até zero.

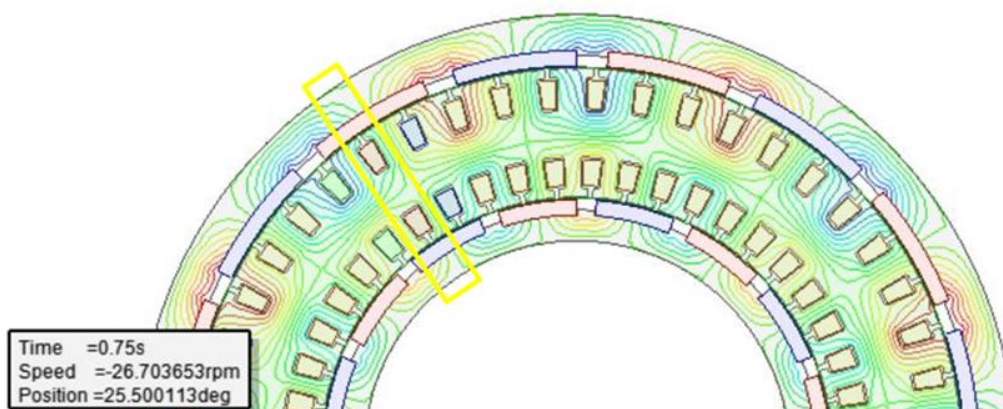
**Figura 106 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,625 s**



De 0,5 a 0,625 s, a velocidade inverte o sentido e começa a aumentar, e mesmo com a diminuição da variação de fluxo concatenado com a bobina, a *fem* induzida vai aumentando, pois a taxa de acréscimo da velocidade é maior do que a taxa de decaimento do fluxo.

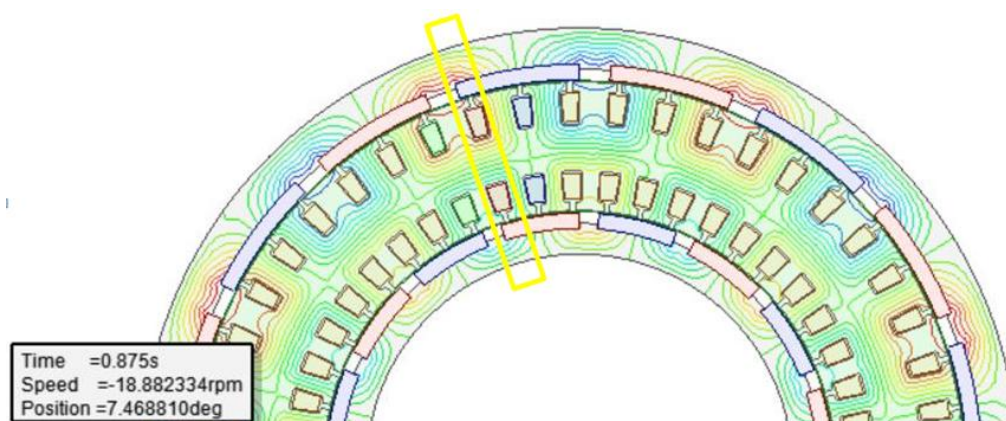


**Figura 107 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,75 s**



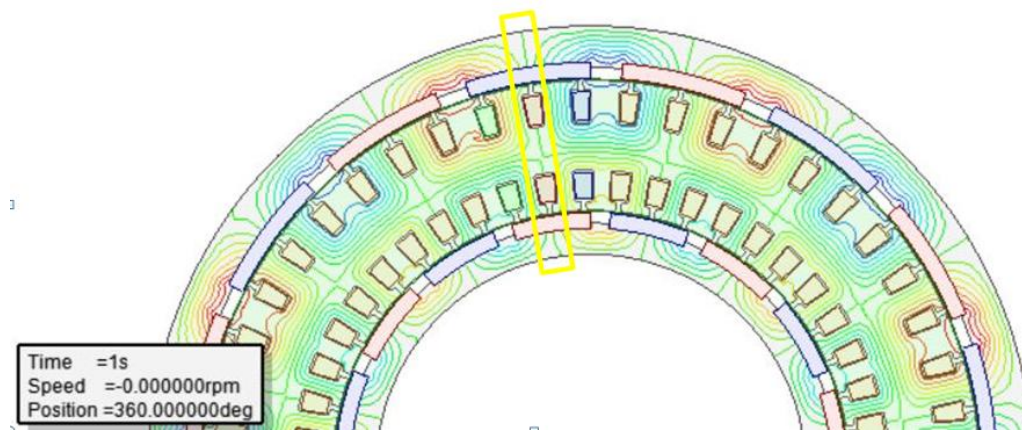
De 0,625 a 0,75 s, a velocidade continua aumentando e a variação do fluxo inverte o sentido, invertendo também o sentido da *fem* induzida.

**Figura 108 - Posicionamento da fase B para o tempo 0,875 s**



De 0,75 a 0,875 s, a velocidade e a variação de fluxo concatenado se mantêm elevadas, por um certo tempo e depois, mesmo que a velocidade ainda se mantenha alta, a variação de fluxo concatenado diminui. Assim, a *fem* induzida mantém-se alta por certo tempo e depois decai para zero.

**Figura 109 - Posicionamento da fase B para o tempo 1 s**

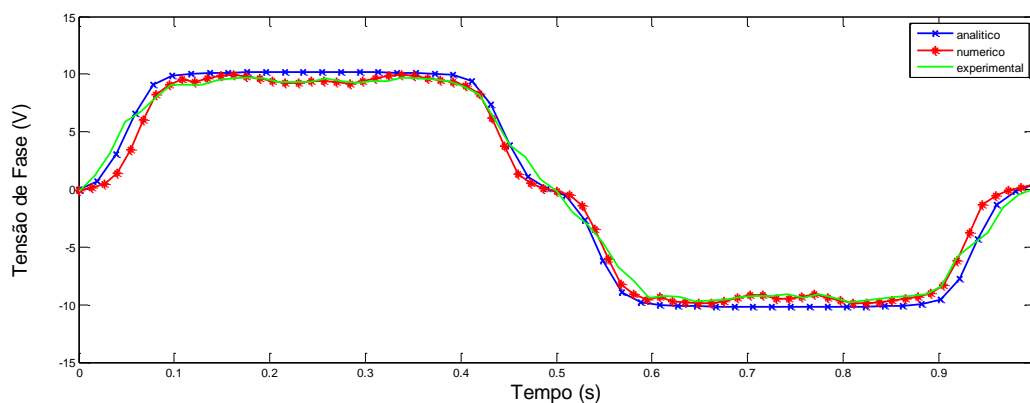


De 0,875 a 1 s, a variação de fluxo concatenado e a velocidade vão diminuindo e, assim, a *fem* induzida decai até zero.

#### 6.4.9 Comparação da tensão induzida com velocidade constante

Na Figura 110 é feita a comparação entre as tensões geradas a partir de um acionamento com velocidade constante.

**Figura 110 - Comparações da tensão induzida de fase para uma velocidade constante**



O valor eficaz obtido através do método analítico é 7,4 % e 7,9 % superior aos resultados numérico e experimental, respectivamente. Esse resultado é esperado uma vez que na solução analítica é considerado que material ferromagnético utilizado é ideal, como mencionado anteriormente.

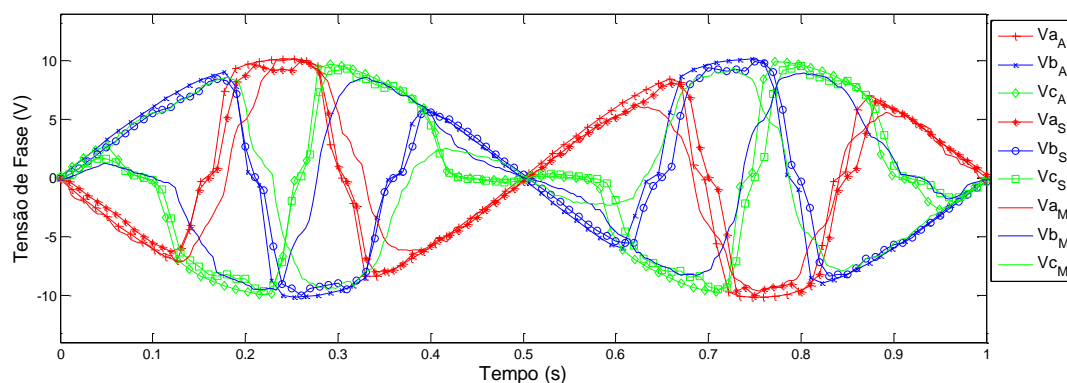
O método analítico não mostra o efeito produzido pelas ranhuras, o que pode ser notado pelos métodos numérico e experimental.

O fato de defasar uma das metades (no sentido axial) do estator, para diminuir o conjugado de relutância, faz com que a curva do resultado experimental não fique exatamente em fase com os outros dois métodos, que não levam essa defasagem em consideração.

#### 6.4.10 Comparação das tensões induzidas com acionamento sinusoidal

Na Figura 111 são apresentadas as tensões das três fases calculadas analiticamente ( $V_{aA}, V_{bA}, V_{cA}$ ), simuladas numericamente ( $V_{aS}, V_{bS}, V_{cS}$ ), e medidas experimentalmente ( $V_{aM}, V_{bM}, V_{cM}$ ), sendo que nas Figura 112 à Figura 114 são apresentados os resultados individuais por fase.

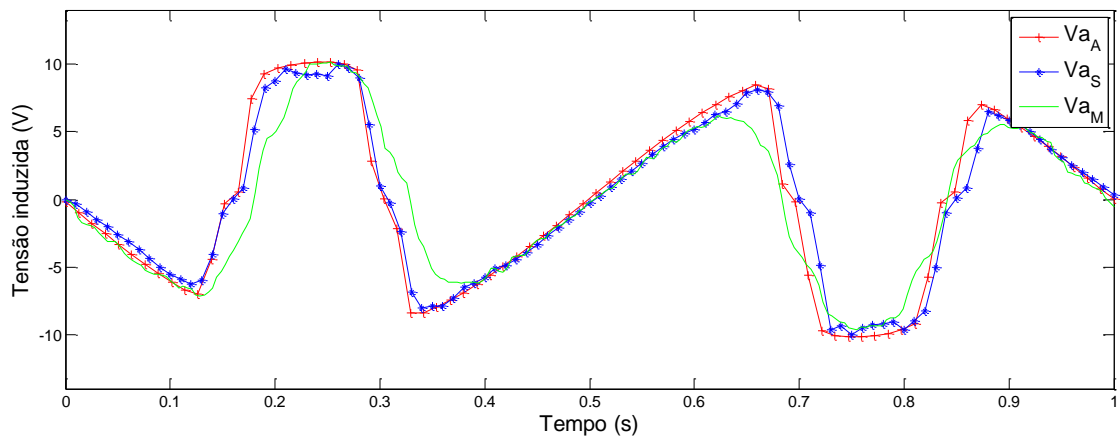
**Figura 111 - Comparação das tensões de fase para uma velocidade com acionamento sinusoidal**



Mesmo que a *fem* induzida de cada fase não seja sinusoidal, a envoltória das três fases forma uma senoide.

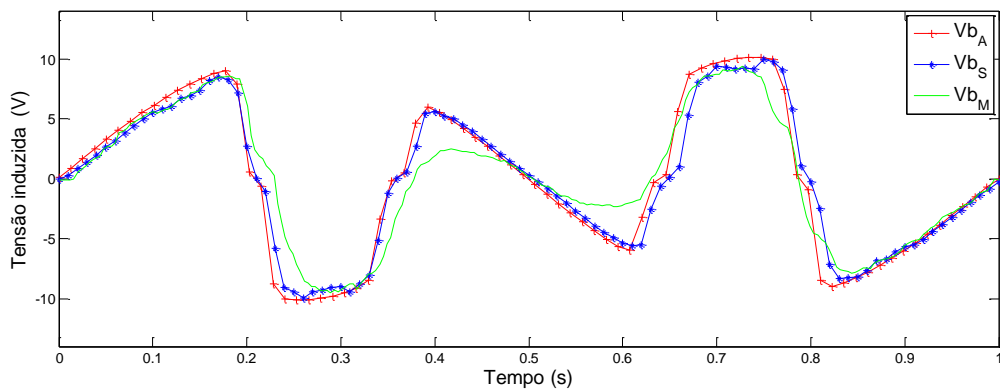
Nas figuras seguintes são apresentadas as comparações das fases individuais. Na Figura 112 são mostrados os resultados para a fase A.

**Figura 112 - Comparações das tensões da fase A**



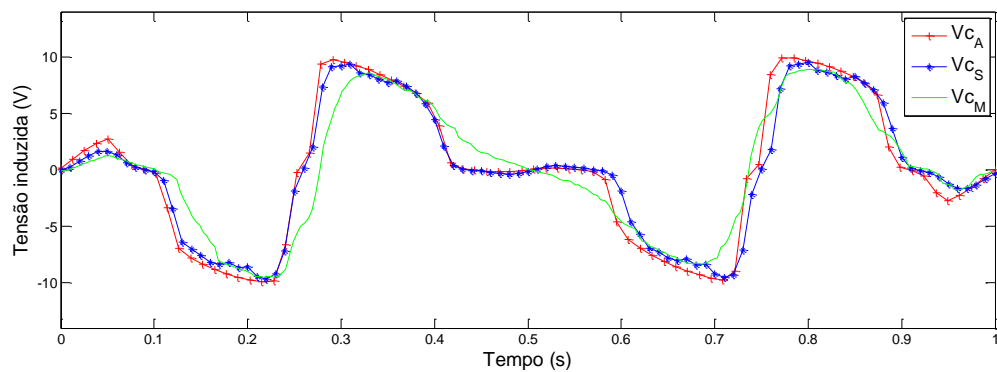
Na Figura 113 são mostrados os resultados para a fase B.

**Figura 113 - Comparações das tensões da fase B**



Na Figura 114 são mostrados os resultados para a fase C.

**Figura 114 - Comparações das tensões da fase C**



É possível observar nos três gráficos das Figura 112, Figura 113 e Figura 114 que a amplitude da solução analítica mostra-se ligeiramente maior que a numérica e a experimental. Esse resultado já era esperado, uma vez que na solução analítica é considerado que material ferromagnético utilizado é ideal, como mencionado anteriormente.

Como justificativa para que os resultados experimentais sejam menores do que os calculados numericamente e analiticamente podemos citar que o movimento do rotor, que nestes métodos é modelado por uma senoide, e não representa o movimento real do rotor.

O movimento do rotor real tem os valores máximos diferentes de um pico para o seguinte e o terceiro volta a ter o mesmo valor do primeiro. Assim, o modelamento pela senoide, considera um pico maior e um menor da posição do rotor, que é o correto, mas não leva em consideração a diferença de velocidade de um trecho para o outro. A defasagem de 3,5 graus entre as duas partes do estator também influi no resultado experimental.

Dessa forma, como o resultado experimental leva em consideração todos os fatores reais, os valores são menores em algumas posições do deslocamento angular do rotor.

## 6.5 ELEVAÇÃO DA TENSÃO DE SAÍDA

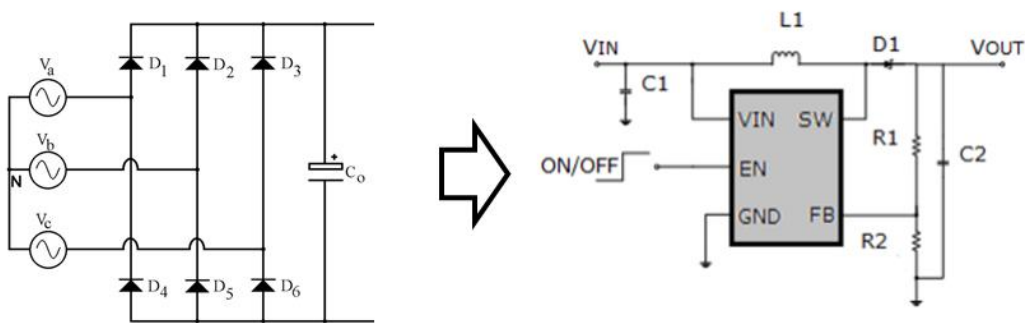
Para evitar o aumento do número de espiras, o que ocasiona um aumento proporcional do valor da resistência elétrica do enrolamento e reduza o rendimento do dispositivo, optou-se por elevar a tensão de saída através de um circuito composto por um retificador e um conversor CC-CC.

Foi empregado um circuito com um retificador trifásico, com diodos *Schottiky* para reduzir a queda de tensão interna do retificador, e de um conversor CC-CC, elevador de tensão de 2 V para 28 V, em termos de valores nominais, composto por um módulo regulador MT3608.

Na Figura 115 é mostrado o esquema da montagem para a retificação e elevação da tensão de saída.



**Figura 115 - Montagem para retificação e elevação da tensão de saída**

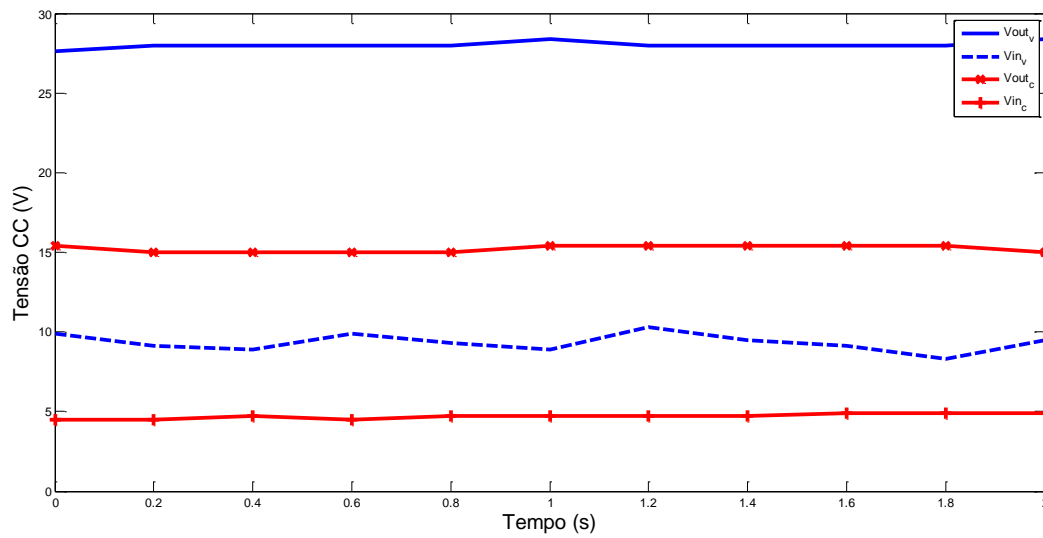


O conversor CC-CC elevador utilizado na montagem é mostrado na Figura 116.

**Figura 116 - Conversor CC-CC elevador de tensão**



Na Figura 117 são apresentadas as tensões na entrada e na saída do conversor com e sem carga. Onde  $V_{out_v}$  e  $V_{out_c}$  são as tensões na saída do conversor a vazio e com carga, e  $V_{in_v}$  e  $V_{in_c}$  são as tensões na entrada do conversor a vazio e com carga, respectivamente.

**Figura 117 - Tensões no conversor CC-CC**

Durante os teste foi aplicada uma carga equivalente a do eclipsor, onde se observou que a tensão disponível ao sinalizador é de 16 V, onde pose-se concluir que o sistema atende a demanda de potência, tensão e corrente necessárias ao acionamento do dispositivo.



## CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Neste trabalho apresentou-se o estudo de um gerador de ímãs permanentes com duplo rotor. A alimentação de uma boia de sinalização serviu como base para o desenvolvimento do trabalho. Inicialmente foi apresentada uma revisão das formas básicas de geração de energia a partir das ondas do mar. Após, foi feita uma revisão sobre os materiais magnéticos e sobre as topologias das máquinas elétricas. No Capítulo 3 foi apresentado procedimento empregado para o projeto e construção do gerador. A confecção das peças e a montagem do gerador apresentaram as dificuldades inerentes de um trabalho de aplicação do estudo desenvolvido, entretanto foram totalmente superadas.

No Capítulo 4, foi apresentada a modelagem analítica do gerador. Primeiramente, foi efetuada a modelagem do campo magnético com a correção do efeito da ranhura, pelo Fator de Carter. Após, a partir do modelo, foi obtida a tensão induzida considerando movimento constante do rotor bem como sob movimento sinusoidal. Paralelamente, foi feita a análise numérica através do Método dos Elementos Finitos. No Capítulo 5 foi apresentada a modelagem analítica do sistema dinâmico, baseada no equacionamento de Lagrange, o que simplificou o modelamento. E finalmente, no Capítulo 6 são apresentados os resultados e são feitas as comparações entre os métodos analítico, numérico e experimental.

Na comparação da densidade de fluxo entre métodos analítico e numérico, percebe-se que os valores do método analítico são ligeiramente superiores ao da solução numérica, o que já era esperado, uma vez que a solução analítica considerou o material ferromagnético como ideal. Em termos de valores percentuais, comparando os métodos analítico e numérico, a variação máxima da densidade de fluxo magnético no entreferro interno e externo foi de 0,4% e 2,9%, respectivamente.

Constatou-se que a forma de onda da tensão induzida por fase, com acionamento sinusoidal, depende da posição inicial da mesma em relação aos ímãs permanentes, mas o valor eficaz de cada fase não varia.

Os experimentos com acionamento sinusoidal foram feitos a partir do acionamento de uma régua linear por um servomotor, onde se variou a amplitude e a frequência. Por limitações práticas, a amplitude foi variada de 0,1 m a 0,2 m com uma variação de 0,05 m e a frequência de  $\frac{1}{4}$  Hz a 1 Hz com uma variação  $\frac{1}{4}$  Hz.

Constatou-se ainda que, com a configuração da massa descentralizada utilizada nos experimentos, o rotor não consegue se movimentar com a frequência do acionamento de  $\frac{1}{4}$  Hz, mas para todas as outras frequências e amplitudes do acionamento o rotor tem um movimento angular com a mesma frequência do acionamento. O melhor resultado, mesmo que a amplitude do movimento não seja a maior, foi obtido com a frequência de 1 Hz. Assim, conclui-se que o gerador irá produzir tensões em todas as amplitudes desde que a frequência seja maior do que  $\frac{1}{4}$  Hz.

A formação da onda da tensão induzida a partir de um movimento sinusoidal foi explicada analisando a posição de uma fase em relação à velocidade e à variação de fluxo magnético durante um período.

Conclui-se que amplitude da solução analítica mostra-se ligeiramente maior que a numérica e a experimental, o que já era esperado, uma vez que na solução analítica é considerado que material ferromagnético utilizado é ideal. Os valores menores dos resultados experimentais em relação aos resultados calculados analiticamente e numericamente podem ser explicados pelo movimento do rotor, que nesses métodos é considerado como uma senoide perfeita. Ainda, o deslocamento de 3,5 graus entre os indutores rotóricos influi no resultado experimental. Dessa forma, como o resultado experimental leva em consideração todos os fatores reais, os valores são menores em algumas posições do movimento do rotor.

A utilização de um conversor CC-CC na saída do gerador mostrou que pode ser uma solução viável para a aplicação em uma boia de sinalização, quando a frequência for maior do  $\frac{1}{2}$  Hz. Caso a frequência do acionamento seja menor de  $\frac{1}{2}$  Hz, sugere-se utilizar um dispositivo mecânico que aumente a rotação do gerador.

Como continuação do trabalho, sugere-se um aprofundamento no estudo do conversor desenvolvido com a montagem de um *setup* apropriado para a realização de experimentos específicos a este tipo de conversor.

A montagem de um sistema com dois geradores, interligados por um acoplamento de engrenagens, cujo mecanismo se comporte como dois pêndulos, acoplados e posicionados horizontalmente por molas, que oscilam simetricamente pelo efeito do movimento vertical da boia com as ondas.

A construção de um sistema com engrenagens, tipo “caixa satélite”, que permita o aumento da velocidade do acionamento.

Instalação do conversor em uma boia sinalizadora localizada na Lagoa dos Patos, instrumentada a fim de que, por telemetria possam ser mensuradas as grandezas como frequência e amplitude das ondas, velocidade e direção do vento no local, temperatura e umidade relativa.



## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANOCIBAR, H. R. **Alternativa para Carcterização de Ímãs Permanentes Com Destacada Anisotropia Magnetocristalina Sem Desmagnetização Irreversível**. 2011. 237p. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.
- ARANDA, R. A. A. **Modelação de um Sistema de Conversão de Energia das Ondas**. 2010. 112p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2010.
- BEVILACQUA, G.; ZANUTTIGH, B. **Overtopping Wave Energy Converters : general aspects and stage of development**. 2011. Disponível em: <[http://amsacta.unibo.it/3062/1/overtopping\\_devicex.pdf](http://amsacta.unibo.it/3062/1/overtopping_devicex.pdf)> Acesso em 23 fev. 2016.
- BIANCHI, N.; BOLOGNANI, S. Design techniques for reducing the cogging torque in surface-mounted PM motors. **IEEE Transactions on Industry Applications**, [S.l.], v. 38, n. 5, p. 1259–1265, 2002.
- BINNS, K.J., LAWRENSON, P.J., TROWBRIDGE, C.W. **The Analytical and Numerical Solution of Electric and Magnetic Fields**. Chichester: John Willey & Sons, 1992. 470p.
- CARVALHO, M. I. B. DE; MATOS, A. C. C. DE. **Mecânica Lagrangeana**. 2001. Disponível em: [http://paginas.fe.up.pt/~mines/publicacoes\\_pedagogicas/apontamentos/IMC\\_Lagrange.pdf](http://paginas.fe.up.pt/~mines/publicacoes_pedagogicas/apontamentos/IMC_Lagrange.pdf). Acesso em: 23 fev. 2016.
- CLÉMENT, A. et al. Wave energy in Europe: current status and perspectives. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, [S.l.], v. 6, n. 5, p. 405–431, Out. 2002.
- DONSIÓN, M. P. **Motores Sincronos de Imanes Permanentes**. Santiago de Compostela: Servicio de Publicacións e Intercambio Científico, 1990.
- ELGHALI, S. E. et al. Marine Tidal Current Electric Power Generation Technology: State of the Art and Current Status. In: IEEE INTERNATIONAL ELECTRIC MACHINES & DRIVES CONFERENCE, 2007, Antalya. **Proceedings...** Piscataway: IEEE, 2007. p. 1407-1412.
- FARIA, R. N.; LIMA, L. F. C. **Introdução ao Magnetismo dos Materiais**. São Paulo: Livraria da Física, 2005.
- FERREIRA, A. P. **Problemática e Perspectivas da Utilização do Gerador de ímãs Permanentes na Produção de Energia Eólica**. 2000. 183p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Eletrotécnica) - Universidade do Porto, Portugal, 2000.
- GIERAS, J. **Permanent Magnet Motor Technology Design and Applications**. 3. ed. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 2010



GOLTZ, E. **Estudo de máquina elétrica de fluxo axial aplicada a sistema de tração automotiva com acoplamento direto e frenagem regenerativa.** 2012. 218p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

HENDERSHOT, J. R.; MILLER, T. J. E. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motor.** Oxford: Magna Physics Publishing, 1994.

HOSINGER, V. B. Performance of Polyphase Permanent Magnet Machines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v.99, n.4, July/Aug 1980.

JAHNS, T. M.; SOONG, W. L. Pulsating torque minimization techniques for permanent magnet AC motor drives - A review. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, [S.l.], v. 43, n. 2, p. 321–330, 1996.

JULIANI, A. D. P. **Análise do Campo Magnético de um Motor de Ímã Permanente no Rotor Utilizando o Método dos Elementos Finitos** **Análise do Campo Magnético de um Motor de Ímã Permanente no Rotor Utilizando o Método dos Elementos Finitos.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

LOUREIRO, L. T. DOS REIS. **Um Estudo sobre a Máquina Torus.** 2008.106p. Tese (Doutorado em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

LUNA, W. H. D. **Desenvolvimento de ímã de Ne-Fe-B pelo Processamento MPI - Aplicado em Máquinas Elétricas.** 2012. 83p. Tese (Doutorado em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

NEUMANN, V. D. A.; HOMRICH, R. P. Permanent magnets radial generator with double rotor for making use of wave energy for maritime signaling buoys. In: NINTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ECOLOGICAL VEHICLES AND RENEWABLE ENERGIES - EVER, 2014, Mônaco. **Proceedings...** Piscataway: IEEE, 2014. p. 1–4.

NEUMANN, V.; HOMRICH, R. P. Comparison between radial and axial permanent magnet generators for low speed application. In: **IEEE INTERNATIONAL INSTRUMENTATION AND MEASUREMENT TECHNOLOGY CONFERENCE-I2MTC.** 2014, Montevideu. **Proceedings....IEEE**, 2014. p. 251-256.

PEREIRA, L. A. **Projeto do Estator da Máquina Síncrona de Polos Salientes.** 2010. 8p. Apostila da Disciplina de Projeto de Dispositivos Eletromagnéticos.

PEREIRA, L. A. **Aspectos Básicos sobre Ímãs Permanentes.** 2011. 11p. Apostila da Disciplina de Projeto de Dispositivos Eletromagnéticos.

- PEREIRA, L. A. **Projeto de Máquinas Síncronas a Imãs Permanentes**. 2011. 14p. Apostila da Disciplina de Projeto de Dispositivos Eletromagnéticos.
- PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T.; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. Chichester: John Wiley & Sons, 2008.
- QU, R. ; LIPO, T. Dual-rotor, radial-flux, toroidally wound, permanent-magnet machines. **IEEE Transactions on Industry Applications**, [S.l.], v. 39, n. 6, p. 1665–1673, 2003.
- RONCHI, F.P.; SCHAEFFER, L. **Classificação das tecnologias para conversão de energia das ondas**. Disponível em: <<http://www.ufrgs.br/ldtm/publicacoes/ARTIGO-ClassificacaoOndas.pdf>>. Acesso em: 23 fev. 2016.
- SAUNDERS, R. M.; WEAKLEY, R. H. Design of Permanent-Magnet Alternators. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, [S.l.], v. 70, n. 2, p. 1578–1581, 1951.
- SILVEIRA, M. A. DA. **Estudo de um Atuador Planar Estudo de um Atuador**. 2003. 225p. Tese (Doutorado em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.
- TAVARES, R. D. S. **Comparação Experimental das Características de Funcionamento de um Motor de Ímanes Permanentes com Condições de Alimentação Diversas**. 2014. 137p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Eletrotécnica) - Universidade do Porto, Porto, 2014.
- WENQIANG, Z.; LIPING, X. Study on cogging torque in PM motor with pole width modulation rotor. **IEEE- Symposium on Electrical & Electronics Engineering**, v. 2, n. 3, p. 371–374, 2012.
- ZHU, Z. Q.; HOWE, D. Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet DC motors. II. Armature-reaction field. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 29, n. 1, p. 136–142, 1993a.
- ZHU, Z. Q.; HOWE, D. Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet dc motors. Part III: Effect of stator slotting. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 29, n. 1, p. 143–151, 1993b.



## ANEXO A. MATERIAIS MAGNÉTICOS

### A.1.1 CAMPO MAGNÉTICO, MAGNETIZAÇÃO E INDUÇÃO MAGNÉTICA

Um campo magnético é gerado por uma carga elétrica em movimento ou é produzido por um ímã permanente. Neste caso o campo é gerado pelo movimento orbital e pelo spin dos elétrons nos átomos (FARIA; LIMA, 2005).

A magnetização  $\vec{M}$  ocorre quando um campo magnético é aplicado ao material e, conseqüentemente, ocorre um alinhamento dos momentos magnéticos, que também gera um campo magnético (FARIA; LIMA, 2005). A magnetização  $\vec{M}$  de um corpo é dada pela relação entre o momento magnético  $\vec{m}_m$  e o seu volume  $V$ , pela equação (136).

$$\vec{M} = \frac{\vec{m}_m}{V} \quad (136)$$

A magnetização de um determinado material depende de um campo aplicado externamente  $\vec{H}$ . A associação de  $\vec{H}$  e  $\vec{M}$  na lei de Faraday e a lei de continuidade de fluxo dá origem a *densidade de fluxo magnético*  $\vec{B}$  (ANOCIBAR, 2011).

$$\vec{B} = \mu_0 (\vec{H} + \vec{M}) \quad (137)$$

Se um material magnetizável existir no caminho deste campo magnético, então será produzida alguma magnetização  $\vec{M}$  nesse material. A densidade de fluxo magnético  $\vec{B}$  será proporcional a soma de  $\vec{H}$  e  $\vec{M}$  multiplicada pela *permeabilidade magnética*  $\mu_0$ . Portanto,  $\vec{H}$  é a causa e  $\vec{B}$  é o efeito completo (ANOCIBAR, 2011).

Segundo ANOCIBAR (2011) a lei de continuidade de fluxo, equação (138), considera a inexistência de quantidades macroscópicas de monopolos de carga magnética e assim, a divergência de  $\vec{B}$  é zero.

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (138)$$

E a correspondente condição de continuidade:

$$\vec{n} \cdot (\vec{B}^a - \vec{B}^b) = 0 \quad (139)$$

A lei de Faraday pode ser escrita como:

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (140)$$

onde  $\vec{E}$  é o vetor intensidade de campo elétrico.

Para os materiais magneticamente lineares, tem-se:

$$\vec{M} = \chi_m \vec{H} \quad (141)$$

Onde  $\chi_m$  é a *suscetibilidade magnética*.

De acordo com (FARIA; LIMA, 2005) a suscetibilidade magnética é a grandeza que caracteriza um material magnético segundo sua resposta a um campo magnético aplicado.

De acordo com SILVEIRA (2003) o vetor intensidade de magnetização é definido como o momento magnético por unidade de volume do material ferromagnético. Esse vetor caracteriza um determinado material em função de seu estado de magnetização. Segundo SILVEIRA (2003) o campo magnético  $\vec{H}$  pode existir em qualquer lugar, mas o vetor magnetização  $\vec{M}$  não existe no espaço vazio, apenas em meios materiais. No ar o seu valor é igual a zero e nos materiais ferromagnéticos,  $\vec{M}$  é diferente de zero e possui o mesmo sentido de  $\vec{B}$

Segundo ANOCIBAR (2011) a lei constitutiva para um material magneticamente linear é escrita em termos da densidade de fluxo magnético:

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (142)$$

Onde  $\mu$  é a *permeabilidade do material* e é relacionada à suscetibilidade magnética por (143).

$$\mu \equiv \mu_0 (1 + \chi_m) \quad (143)$$

Para a comparação magnética dos materiais, utiliza-se a *permeabilidade relativa*  $\mu_{rel}$ .

$$\mu_{rel} = \frac{\mu}{\mu_0} = (1 + \chi_m) \quad (144)$$

E conseqüentemente:

$$\chi_m = \mu_{rel} - 1 \quad (145)$$

### A.1.2 Classificação Magnética dos Materiais

Segundo FARIA (2005), embora que as propriedades magnéticas sejam associadas aos materiais metálicos, geralmente o ferro, todos os elementos as possuem, porém em níveis diferentes.

Dessa forma, existem cinco classificações possíveis: Materiais ferromagnéticos - que são os materiais de interesse do trabalho, Materiais ferrimagnéticos, Materiais antiferromagnéticos, Materiais Diamagnéticos e Materiais Paramagnéticos.

#### A.1.2.1 Ferromagnéticos

É dada uma ênfase maior a esses materiais por serem os materiais magnéticos mais importantes e à utilização dos materiais ferromagnéticos no desenvolvimento do trabalho.

Os materiais ferromagnéticos possuem campos magnéticos de origem atômica que se alinham paralelamente ao campo aplicado externamente, criando um campo magnético total dentro do material muito maior do que o aplicado. Acima da temperatura de *Curie* o material se torna paramagnético.

De acordo com SILVEIRA (2003) os materiais ferromagnéticos são classificados em duas categorias principais: materiais magneticamente macios (*soft magnetic materials*) e materiais magneticamente duros (*hard magnetic materials*).

#### a) **Materiais ferromagnéticos macios**

Os materiais ferromagnéticos macios são sensíveis a campos magnéticos externos, têm alta permeabilidade magnética (é muito alta em relação aos materiais duros) e a baixa coercitividade ( $H_c < 1000$  A/m), ou seja, são materiais facilmente magnetizáveis e desmagnetizáveis, sendo utilizados na construção de máquinas elétricas.

As propriedades levadas em consideração para a sua utilização são: permeabilidade, magnetização de saturação, resistência elétrica e coercitividade. A permeabilidade e a magnetização de saturação altas são desejadas para o confinamento de concentração do fluxo magnético.

A resistência elétrica elevada e a coercitividade baixa são importantes para aplicações em alta frequência, pois limitam as correntes parasitas e reduzem as perdas por histerese, respectivamente.

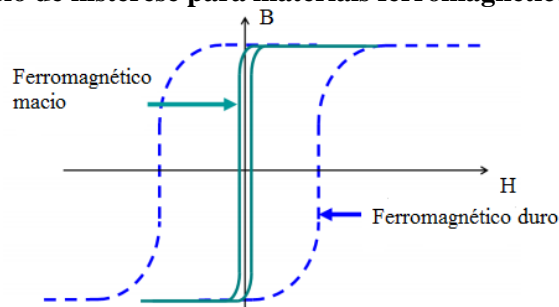
#### **b) Materiais ferromagnéticos duros**

Os materiais magneticamente duros são utilizados para a construção de ímãs permanentes. As grandezas relevantes especificadas como as principais propriedades dos materiais ferromagnéticos duros são: a indução residual ( $B_r$ ), a força coercitiva ( $H_c$ ), a força coercitiva intrínseca ( $H_{ci}$ ), a permeabilidade de retorno ( $\mu_r$ ) e o produto energético máximo  $(BH)_{\max}$ . Entre os principais materiais utilizados para a produção de ímãs permanentes tem-se as ferrites (ferrimagnético), ligas contendo terras raras, ligas contendo alumínio-níquel-cobalto (AlNiCo), ligas ferro-cobalto, ferro-cromo, ferro-tungstênio e ferro-carbono.

O termo terras raras é utilizado para classificar elementos químicos tais como o Samário e o Neodímio.

A primeira referência ao desenvolvimento de ligas NdFeB foi feita em junho de 1983 por uma empresa japonesa, quando foi anunciado o desenvolvimento de um ímã permanente com um  $BH_{\max}$  de  $278,52 \text{ kJ/m}^3$  (35 MGOe) (SILVEIRA, 2003).

**Figura 118 - Ciclo de histerese para materiais ferromagnéticos duros e macios**



Fonte: ANOCIBAR, 2011

Na Tabela 11 - Propriedades magnéticas de materiais ferromagnéticos duros, podem ser observadas propriedades específicas de alguns materiais magneticamente duros.

**Tabela 11 - Propriedades magnéticas de materiais ferromagnéticos duros.**

Material	Composição	$B_r$ (T)	$H_c$ (kA/m)	$(BH)_{max}$ (kJ/m <sup>3</sup> )
Neodímio Ferro Boro	Nd <sub>2</sub> Fe <sub>14</sub> B	1,3	1120	320
Samário Cobalto	SmCo <sub>5</sub>	0,9	696	160
Aço	99%Fe, 1%C, 36%Co, 3,75%W 5,75%Cr,	0,9	4	1,59
Aço 36Co	0,9%C, 53,7%Fe	0,96	18,25	7,42
Alnico 5	8%Al, 15%Ni, 24%Co, 3%Cu, 50%Fe	1,2	57,6	40
Ba Ferrite	BaO 6Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,395	192	28
PtCo	77%Pt, 23%Co	0,645	344	76
Remalloy	12%Co, 17%Mo,71%Fe	1,0	18,4	9
Vicalloy	13%V, 52%Co, 25%Fe	1,0	36	24

Fonte: ANOCIBAR, 2011



### **c) Anisotropia Magnetocristalina**

A magnetização espontânea em um material ferromagnético não é arbitrária. O forte campo molecular origina uma interação de troca direta entre spins de átomos vizinhos que os orientam paralelamente no grão magnético.

A simetria da estrutura da rede cristalina, entretanto, afeta os processos de troca, fazendo com que existam determinados eixos preferenciais de magnetização, originando assim, uma anisotropia magnetocristalina.

Esta preferência na orientação dos momentos magnéticos está associada a uma energia de anisotropia magnetocristalina, a qual é mínima quando os momentos magnéticos estão orientados ao longo destes eixos. Estes eixos são denominados de eixos fáceis de magnetização.

#### **A.1.2.2 Ferrimagnéticos**

Os materiais ferrimagnéticos possuem dois tipos diferentes de íons magnéticos que se orientam antiparalelamente, mas, como existem dois tipos de íons com momentos magnéticos bem distintos, a magnetização resultante não é nula. A resultante magnética é naturalmente inferior à do ferromagnetismo, mas ainda assim, encontram-se aplicações práticas para estes materiais chamados de ferrites. Conforme SILVEIRA(2003) as ferrites são as mais importantes para a produção de ímãs permanentes, em termos comerciais, pois são consideradas baratas e possuem alta coercitividade. As ferrites são pertencentes ao grupo dos materiais que possuem óxido férrico ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ), e também, são denominadas de cerâmicas. Outro exemplo de material ferrimagnético é a magnetita (FARIA; LIMA, 2005).

### **A.1.2.3 Antiferromagnéticos**

Nos materiais antiferromagnéticos, existe uma interação de troca entre átomos vizinhos que força os momentos magnéticos a assumir orientações antiparalelas e, portanto, as substâncias com este comportamento apresentam um magnetismo externo muito pequeno ou mesmo nulo. Exemplos são o óxido de manganês e o óxido de ferro (FARIA; LIMA, 2005).

### **A.1.2.4 Diamagnéticos**

Os materiais diamagnéticos não apresentam um momento magnético externamente, ou seja, polos magnéticos como um ímã permanente, mas, quando submetidos a um campo externo, sempre respondem com uma tendência de se afastarem da região em que este campo é mais forte e, por este motivo, diz-se que possuem magnetismo negativo. Quando na presença deste campo produzem seu próprio campo magnético, mas sempre com uma polaridade oposta. Neste aspecto diferem completamente dos ímãs permanentes que além de possuírem um campo magnético próprio mesmo na ausência de um campo externo, podem ser atraídos ou repelidos pelo campo magnético, de acordo com sua polaridade magnética. Exemplos de materiais diamagnéticos são o cobre e o hélio.

### **A.1.2.5 Paramagnéticos**

Estes materiais se tornam magnetizados na mesma direção do campo magnético aplicado e a quantidade de magnetização é proporcional ao campo magnético aplicado. Os efeitos são difíceis de serem medidos exceto em situações de temperaturas extremamente baixas ou campos magnéticos de alta intensidade. Exemplos são o alumínio e o sódio.

**ANEXO B – DESENHOS DOS COMPONENTES PRINCIPAIS DO  
GERADOR**

Figura 119 - Eixo do conversor

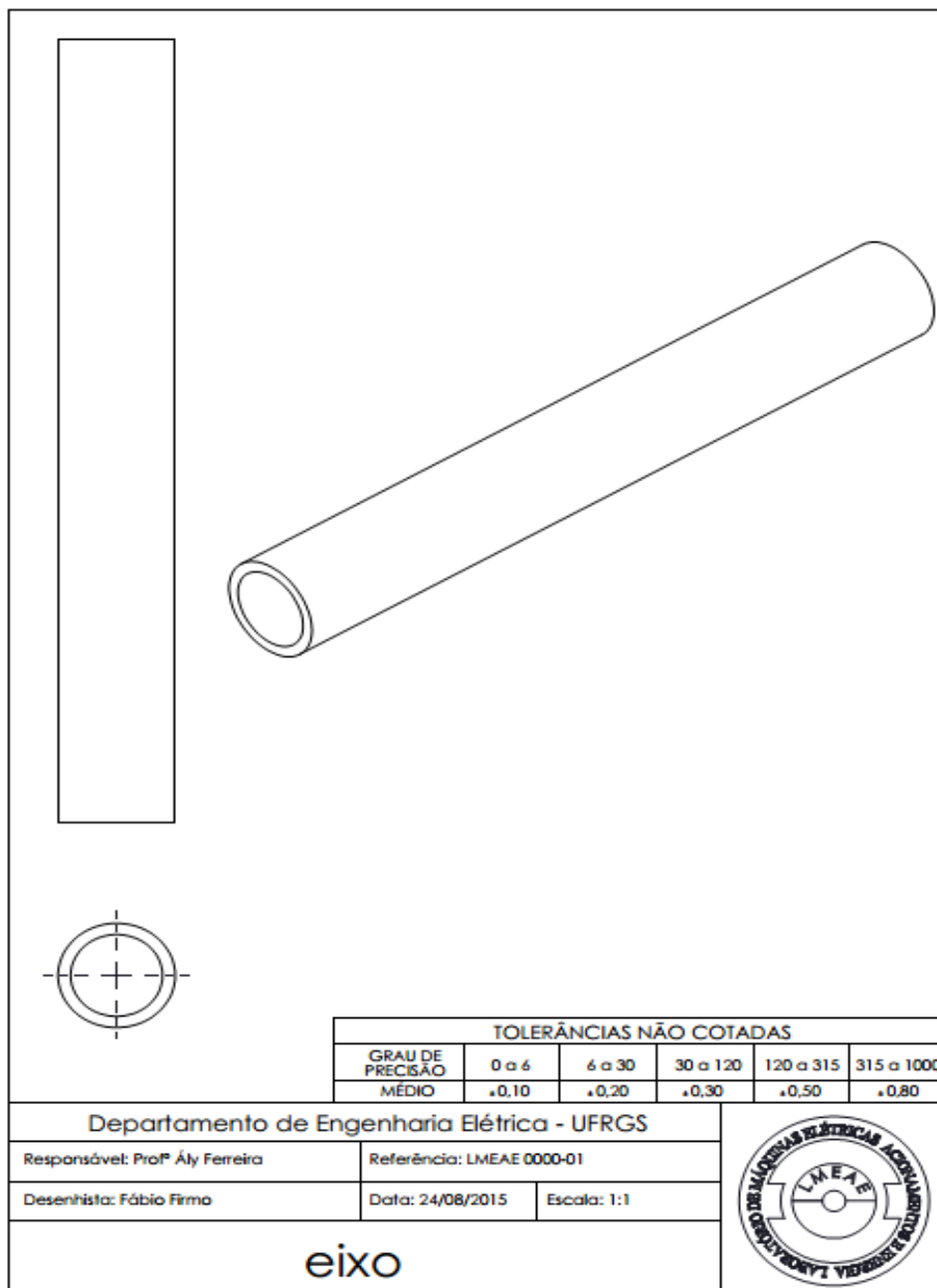


Figura 120 - Esquema de corte do ímã

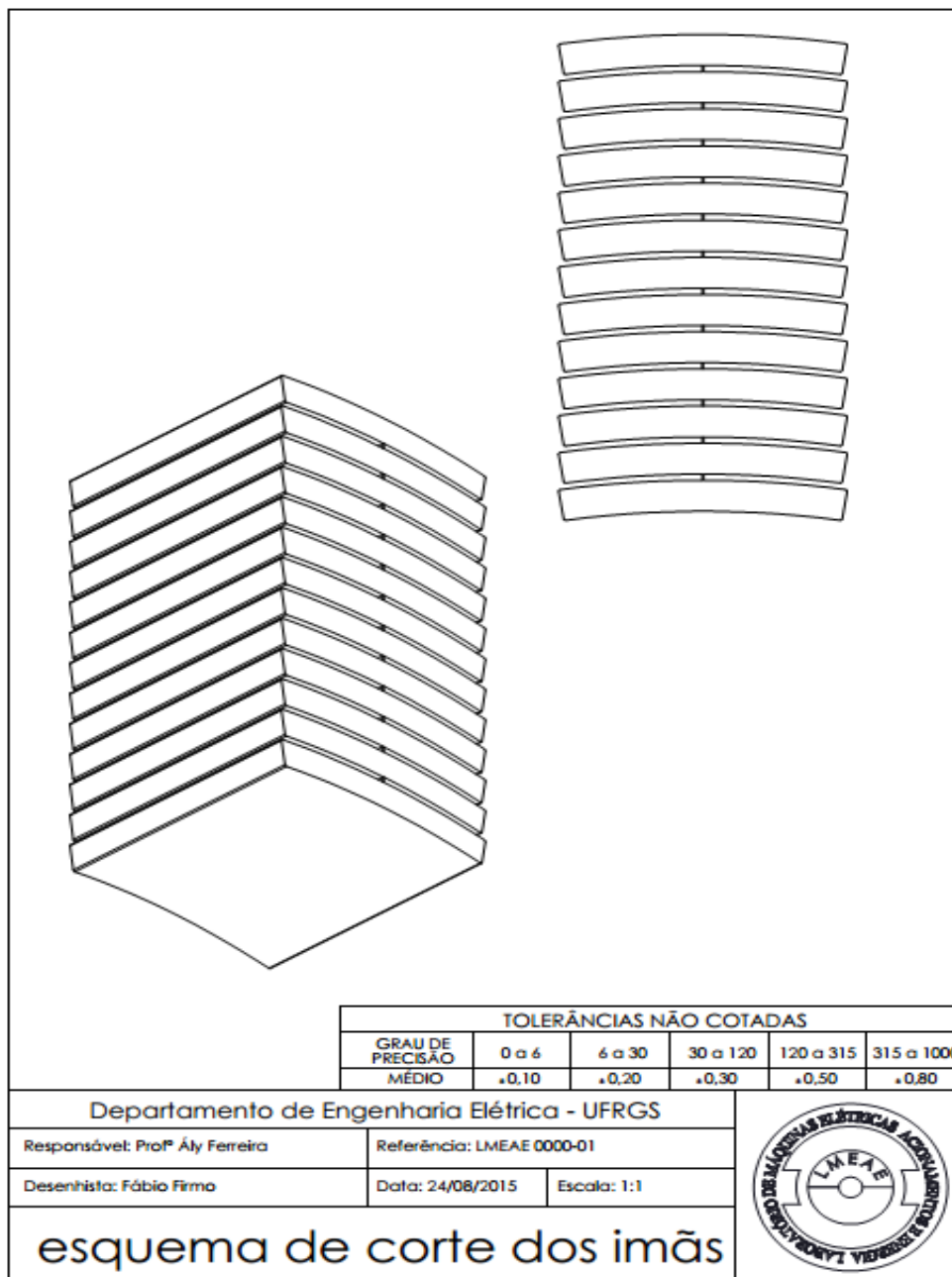


Figura 121 - Flange de fixação das culatras

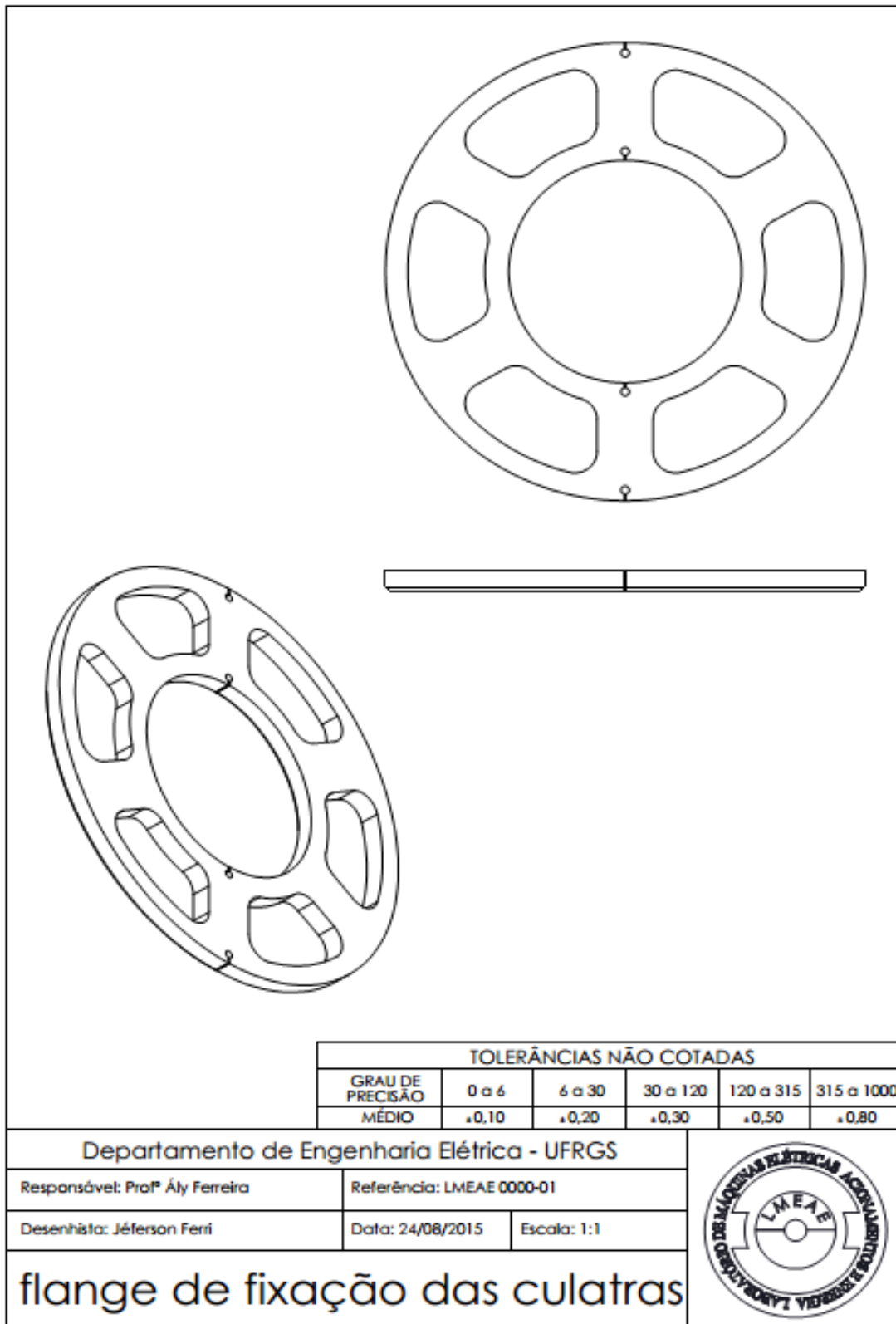


Figura 122 - Imã externo

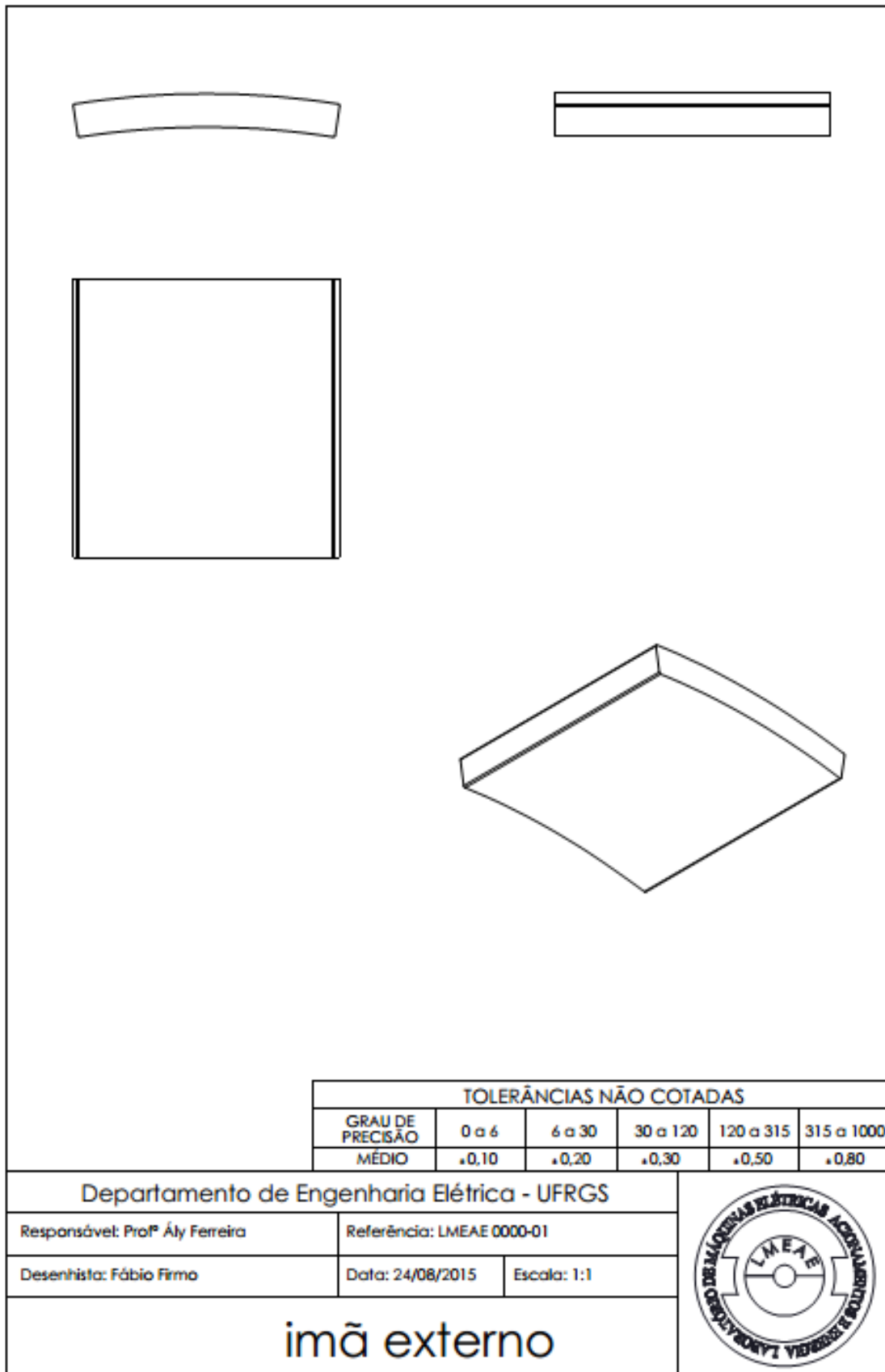


Figura 123 - Imã interno

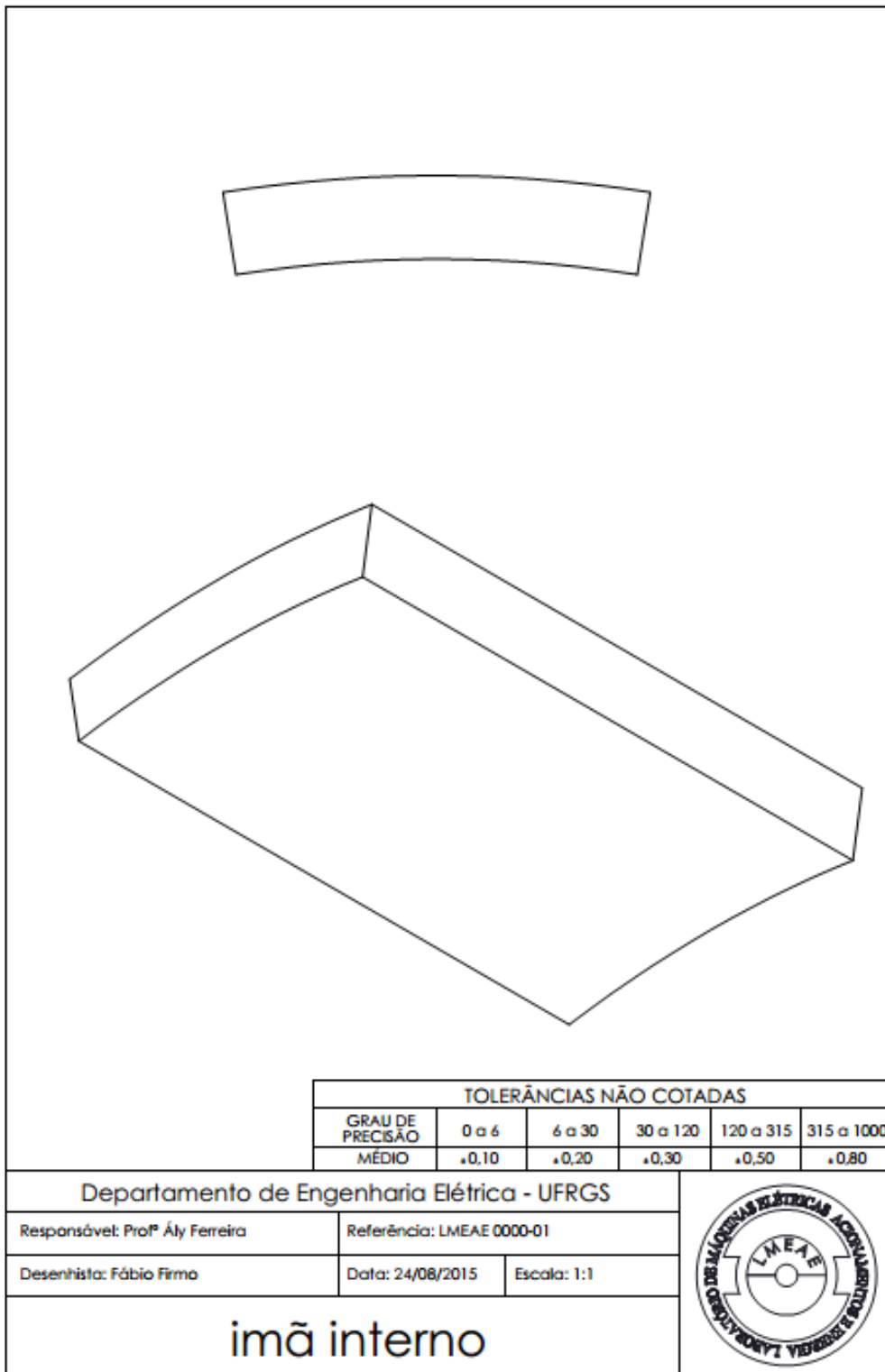




Figura 124 - Núcleo do estator

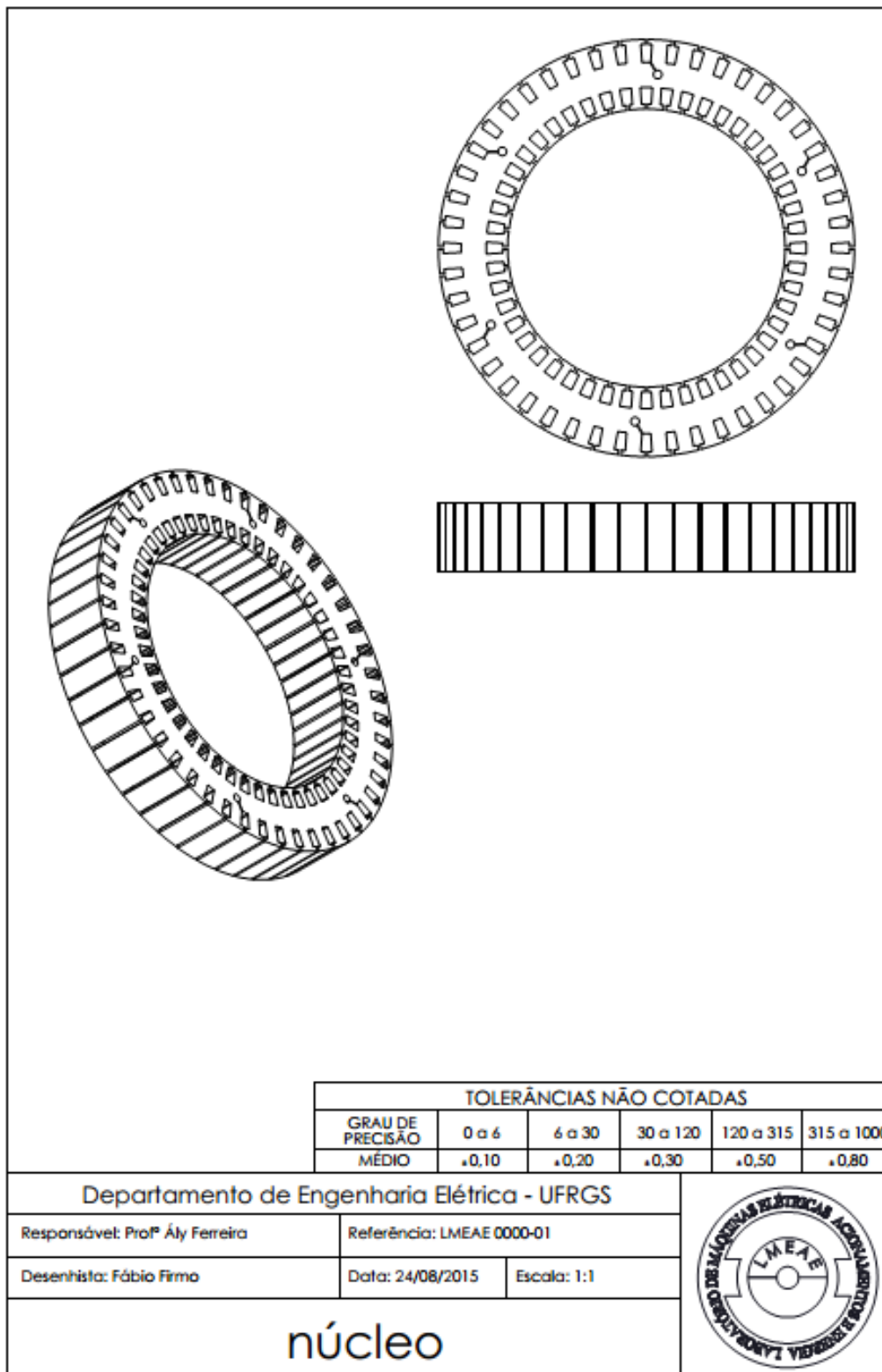


Figura 125 - Pedestal

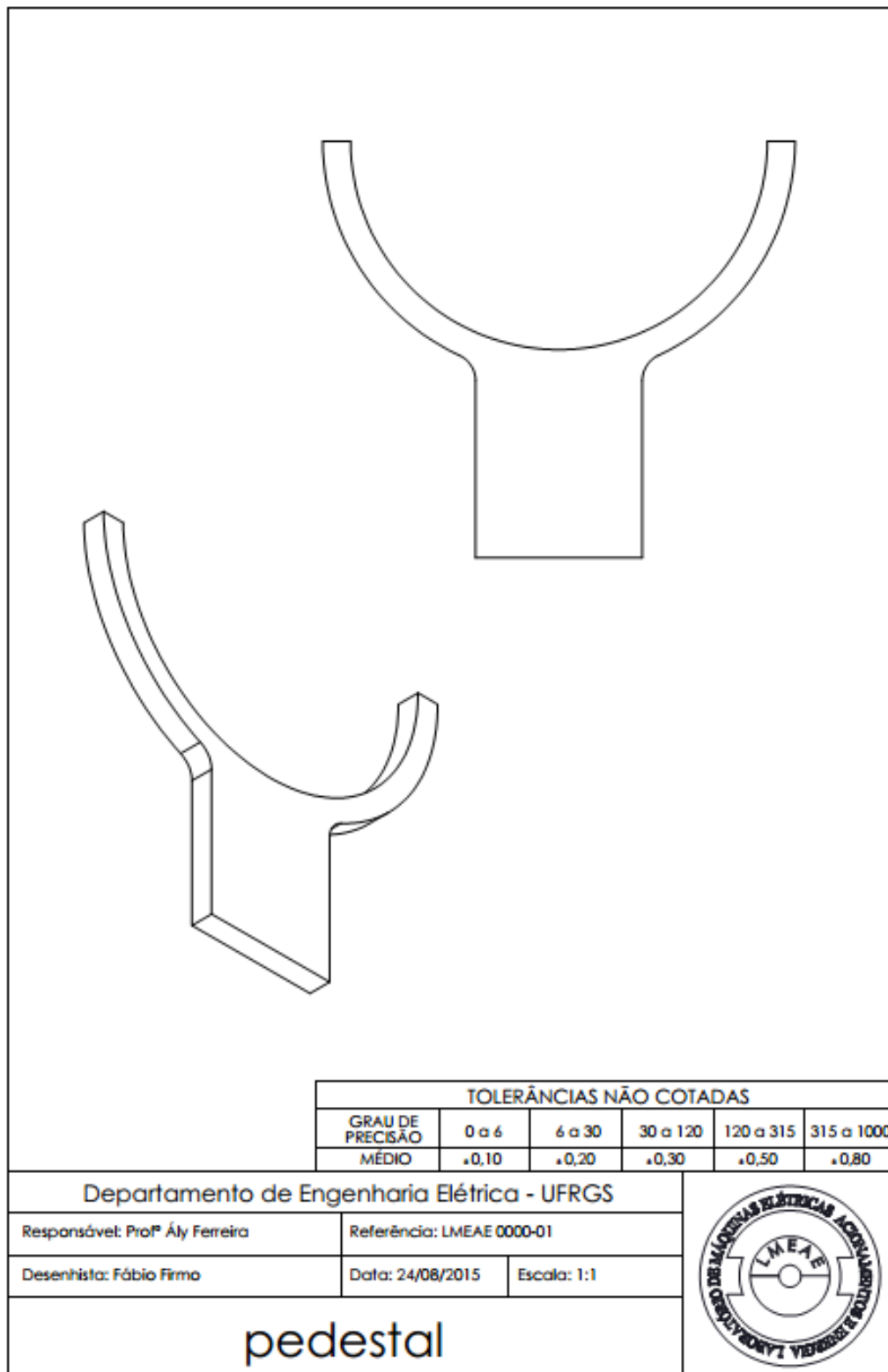


Figura 126 - Prolongador externo

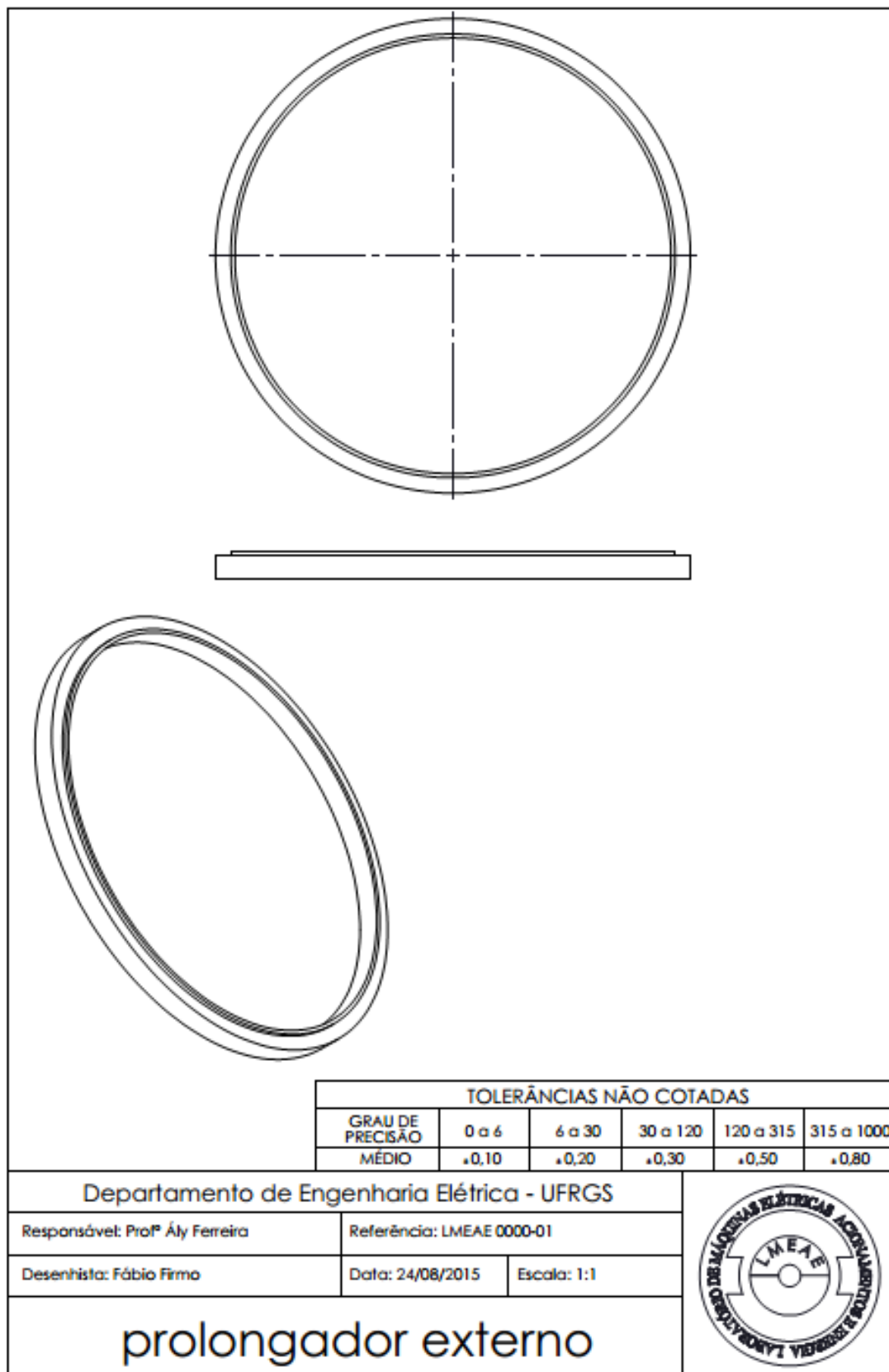


Figura 127 - Sede dos rolamentos

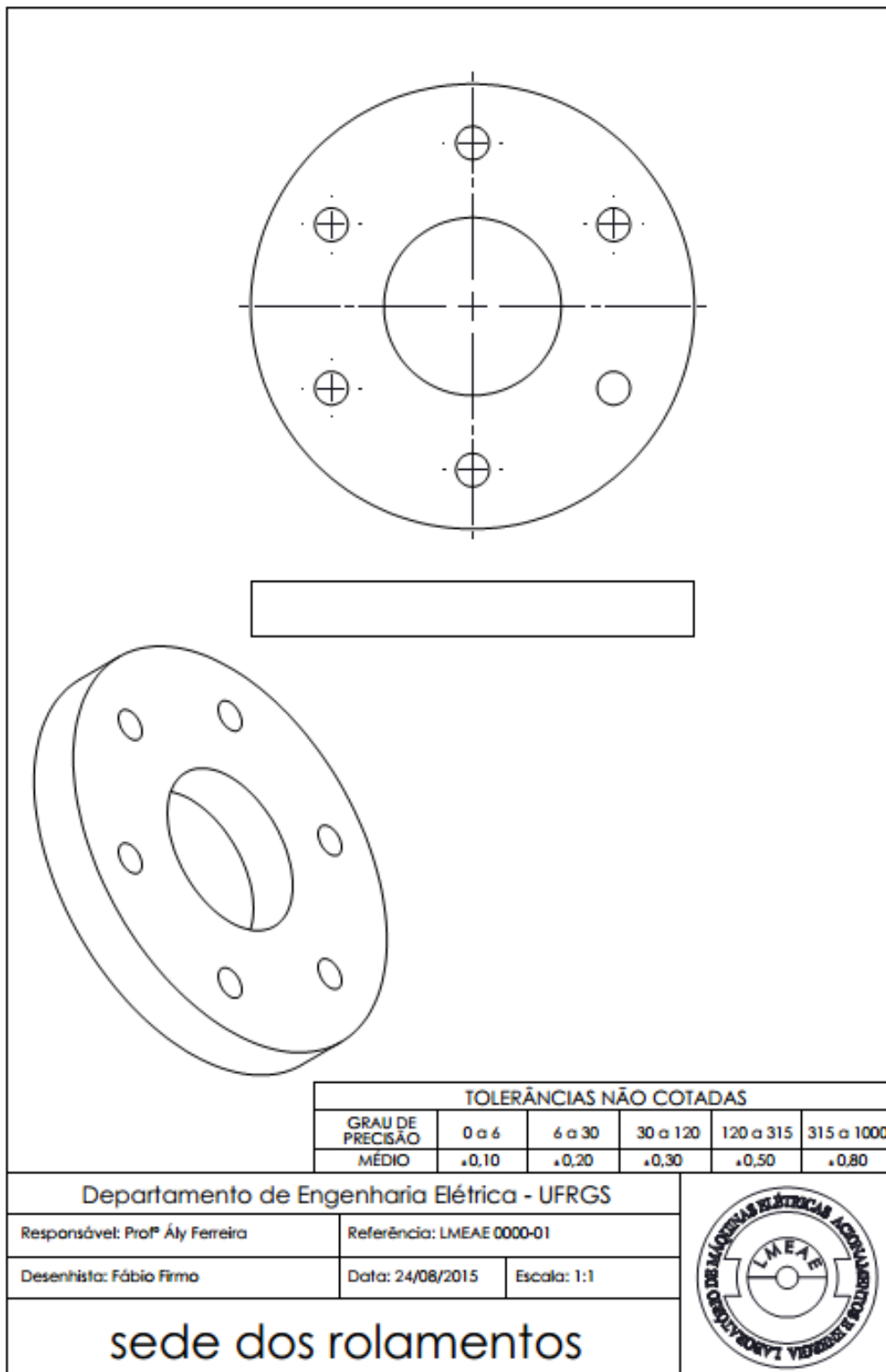


Figura 128 - Suporte central

