

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

**Projeto e Construção de um Gerador a Ímãs
Permanentes de Fluxo Axial para Turbina Eólica de
Pequena Potência**

Thales Alexandre Carvalho Maia

Dissertação submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

AGOSTO 2011

Eu aqui declaro que essa dissertação intitulada “Projeto e Construção de Geradores a Ímãs Permanentes de Fluxo Axial para Turbinas Eólicas” é resultado de minha própria pesquisa e não foi submetida a nenhuma outra candidatura de concessão de grau.

Assinatura :

Autor : Thales Alexandre Carvalho Maia

Data : 5 de agosto de 2011

Orientador : Selênio Rocha Silva

À minha família, aos meus amigos e aos que contribuíram com esse trabalho

Agradecimentos

Agradeço eternamente

a Deus acima de tudo;

a minha esposa, Simone (Ji), pelo apoio e incentivo incondicional em todos os momentos, e pelo incentivo em começar esse trabalho;

a família, por sempre estar ao meu lado;

a Data Engenharia e ao professor Marcos pelo auxílio e apoio durante o processo de fabricação;

aos amigos Osvane, Marcelo, Andre, Heloisa, Fabricio e aos colegas de laboratório LCCE/CPH pela ajuda, o caminho não seria percorrido da mesma forma sem a contribuição individual de cada um de vocês;

ao CNPq, FAPEMIG pelo apoio financeiro ao autor desse trabalho;

ao LCCE - UFMG e à CEMIG / ANEEL pelo financiamento do projeto;

e principalmente ao professor, orientador e amigo Selênio, pela incrível paciência e ética que foi empregada durante o desenvolvimento desse projeto.

Thales Maia, Belo Horizonte - MG

Abstract

The continuously growing of wind industry, the research and development stays together intending to produce new technologies even more cheap and efficient. The prove of this growing is represented through the number of installed wind turbines around the world. In Brazil, the scenario plays according to politics and economics investments, and by the positive rumors regarding the tremendous national wind power potential, even compared with hydraulics.

The presented work aims to contribute with that development with the project and construction of a small axial flux permanent magnet electrical wind generator for a three blade horizontal axis wind turbine. The project has an innovation proposal in any ways, which is besides a commercial and competitive product.

The sizing is worked by means of analytic equations and validated with the help of finite element calculation software. This procedures grants some advantages in the project, which may be listed as the time processing machine through the electrical parameters variations, dimensional or materials, or through an optimization process which allowed a considerable efficiency gain and costs reduction.

The mechanical modeling, as well as the considerations for the structural project are presented in the intent to show the interdependence of these processes in the design of an electrical machine.

Resumo

Na indústria de turbinas eólicas em constante desenvolvimento, o incentivo na área da pesquisa se concilia no intuito de produzir tecnologias cada vez mais baratas e mais eficientes. A comprovação desse crescimento é representada através do número de turbinas eólicas instaladas pelo mundo. No Brasil, o cenário começa a tomar forma através de incentivos políticos e econômicos, e através das divulgações a respeito do elevado potencial eólico, superando até mesmo o potencial hídrico nacional.

O trabalho apresentado contribui com esse desenvolvimento através do projeto e a construção de um gerador eólico de fluxo axial de ímãs permanentes de baixa potência a ser acionado por uma turbina eólica tripá de eixo horizontal. O projeto desenvolvido tem caráter inovador em vários sentidos, além de ser um produto comercial.

O dimensionamento é trabalhado através de equacionamentos analíticos e validado com o auxílio de “softwares” de cálculo de elementos finitos. Esse procedimento garantiu inúmeras vantagens ao projeto, aos quais podem ser listados, o ganho com tempo de processamento, seja com variação de parâmetros elétricos, dimensionais ou de materiais, ou através de um processo de otimização de projeto que permitiu um considerável aumento de eficiência, e uma redução de custo.

A modelagem mecânica, assim como as considerações sobre o projeto estrutural e os procedimentos de montagem são apresentados de forma a representar a interdependência desses processos no projeto de uma máquina elétrica.

Sumário

Abstract	vii
Resumo	ix
Sumário	xiii
Lista de Figuras	xviii
Lista de Tabelas	xx
Lista de Apêndices	xxi
Lista de Símbolos	xxx
1 Introdução	1
1.1 A Energia Eólica	3
1.1.1 Turbina eólica	3
1.1.2 Sistema de conversão da energia	4
1.1.2.1 Gerador elétrico	5
1.1.2.2 Orientação de fluxo	7
1.2 Motivação, Objetivo e Contribuição	15
1.3 Metodologia	16
1.4 Organização Textual	17
2 Dimensionamento do Gerador Torus	19
2.1 Projeto Eletromagnético	20
2.1.1 Equações de dimensionamento do Gerador Torus	20
2.1.2 Cálculo das perdas no gerador	29
2.1.2.1 Perdas no cobre do enrolamento de estator	30
2.1.2.2 Perdas no núcleo de estator	31
2.1.2.3 Perdas rotacionais mecânicas	33

2.1.3	Cálculo das reatâncias e características do sistema de geração	35
2.1.4	Determinação da onda de indução e fator de dispersão	38
2.1.4.1	Cálculo do fator de dispersão	38
2.1.4.2	Determinação da onda de indução magnética	41
2.1.4.3	Avaliação da contribuição de perdas devido aos harmônicos espaciais	43
2.1.5	Projeto eletromagnético e os ímãs permanentes	45
2.1.5.1	Modelo simplificado	45
2.1.5.2	Modelagem magnética completa incluindo a saturação magnética	48
2.2	Dimensionamento térmico do Gerador Torus	52
2.2.1	Impactos térmicos na máquina elétrica	52
2.2.1.1	Modelo de transferência de calor	55
2.2.1.2	Modelo térmico em regime permanente	55
2.3	Considerações	60
3	Avaliação de Desempenho do Gerador Torus	61
3.1	Otimização do gerador <i>Torus</i>	62
3.1.1	Desenvolvimento do problema	64
3.1.1.1	Otimização sem restrições	65
3.1.1.2	Otimização com restrições não lineares	66
3.1.1.3	Avaliação da metodologia de otimização	67
3.1.1.4	Classificação do algoritmos de busca Quase-Newton	67
3.1.1.5	Resultados do dimensionamento da máquina Torus	68
3.2	Considerações	68
4	Considerações sobre o projeto estrutural e a montagem do Gerador Torus	71
4.1	Projeto Estrutural do Gerador Torus	71
4.1.1	Introdução aos projetos e simulações	72
4.1.1.1	Carregamento estrutural de uma turbina eólica	72
4.1.1.2	Regime de operação da turbina eólica	72
4.1.1.3	Modelagem dos caminhos de carga	73
4.1.2	Metodologia de projeto estrutural	74
4.1.2.1	Dimensões principais do Gerador Torus	74
4.1.2.2	Regime de operação de carga	74
4.1.2.3	Seleção de materiais	76
4.1.2.4	Modelo 3D	77
4.1.2.5	Seleção de peças <i>OEM</i>	77
4.1.3	Resultados e discussões	78

4.1.3.1	Avaliação estrutural na peça de estator	78
4.1.3.2	Cálculo de esforço estrutural no rotor externo acoplado à turbina	80
4.1.3.3	Calculo de esforço estrutural no rotor externo livre	83
4.1.3.4	Calculo de esforço estrutural no rotor central	83
4.1.3.5	Calculo de esforço no eixo de sustentação	84
4.2	Reavaliação de Impactos da Geometria 3D no Projeto Eletromagnético	85
4.3	Posicionamento de Sensores de Torque e Posição	88
4.4	Montagem do Gerador	89
4.4.1	Montagem do Estator	89
4.4.1.1	Fabricação da Coroa de Estator	90
4.4.1.2	Fita de aço silício	93
4.4.1.3	Força magnética de atração estator-ímãs	94
4.4.1.4	Processo de enrolamento das fitas da aço-silício	98
4.4.2	Bobinamento do estator	104
4.4.3	Preparação do disco do Rotor Central	112
4.4.3.1	Posicionamento dos ímãs no rotor central	115
4.4.3.2	Colagem dos ímãs no rotor central	119
4.4.3.3	Fabricação dos rotores externos	127
4.4.3.4	Fabricação do eixo	128
4.4.3.5	Colagem dos ímãs nos rotores externos	129
4.4.3.6	Conclusões	130
5	Considerações Finais	131
5.1	Bancada de Teste e Ensaios	131
5.1.1	Procedimentos de ensaios no gerador	133
5.1.1.1	Ensaio a vazio	133
5.1.1.2	Ensaio em curto-circuito	133
5.1.1.3	Ensaio em carga com fator de potência unitário e nulo	134
5.1.1.4	Ensaio em carga para determinação de eficiência	134
5.1.1.5	Determinação da constante de tempo térmica	134
5.1.1.6	Ensaio de carregamento térmico nominal do gerador	134
5.1.1.7	Ensaio de carregamento térmico variável do gerador	134
5.1.1.8	Avaliação da operação em sobrevelocidade	134
5.1.1.9	Avaliação do desempenho do algoritmo de estimação da posição	135
5.2	Avaliação de custos da fabricação do gerador	135

	xiii
5.3 Proposta de Continuidade	136
5.4 Conclusão	136
Referências Bibliográficas	150

Lista de Figuras

1.1	Acréscimo anual na capacidade mundial de energia eólica instalada entre 1996-2010 [GWEC, 2010]	1
1.2	Capacidade nacional de energia eólica instalada entre 2002-ago/2011 [GWEC, 2010, ANEEL, 2011]	3
1.3	Exemplo de alguns dos tipos de turbinas eólicas (a) Turbina de eixo horizontal (b) Turbina de eixo vertical (c) Turbina flutuante	4
1.4	Topologias de turbinas eólicas de maior representatividade em operação	5
1.5	Proporção total de volume produzido de NdFeB mundial entre China e Japão, 1996 - 2008 (a) Em toneladas [t] (b) Em mil dólares [USD \$ 1000] [ResearchInChina, 2010]	7
1.6	Desenho representativo de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo radial	8
1.7	Desenho representativo de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo axial	9
1.8	Comparativo entre máquinas de fluxo axial e fluxo radial [Sitapati and Krishnan, 2001]	10
1.9	Desenho esquemático de um gerador de fluxo axial a ímãs permanentes de dois estágios com bobinas toroidais	11
1.10	Desenho esquemático da estrutura básica da máquina <i>coreless</i>	11
1.11	Desenho esquemático da estrutura da máquina com estator ranhurado	13
1.12	Desenho esquemático das estruturas alternativas da máquina de estator ranhurado	13
1.13	Visualização da laminação do estator ranhurado	14
2.1	Diagrama guia simplificado para projeto de uma máquina elétrica	20
2.2	Estimativa da curva de potência gerada pela turbina eólica para diferentes velocidades de vento	21

2.3	Sistema simplificado do sistema de geração eólica	22
2.4	Desenho dos diâmetros interno e externo	23
2.5	Gráfico de eficiência em função da razão de diâmetros	26
2.6	Gráfico de eficiência em função da razão de diâmetros e a densidade média de fluxo	27
2.7	Resultado da simulação utilizando método de elementos finitos para estimar a densidade de fluxo gerada pelo ímã permanente medida no entreferro da máquina	32
2.8	Características de potências ativa e reativa do gerador	37
2.9	Faixa de variação de rotação do gerador	38
2.10	Fluxos de dispersão ímã-ímã e ímã-rotor	39
2.11	Indicação de um setor (AA') na área polar	40
2.12	Fator de dispersão em função da razão de áreas	41
2.13	Fator de Dispersão em função da distância entre ímãs	42
2.14	Curvas de densidades de fluxo magnético no caminho radial médio do entreferro sobre um par de polos na presença e na ausência de reação de armadura	43
2.15	Onda de densidade de fluxo magnética no entreferro de uma topologia de máquina axial na presença de dentes e ranhuras	44
2.16	Ordens harmônicas na onda de indução magnética apresentada na Figura 2.15	44
2.17	Desenho do ímã permanente com cotas e o ímã produzido	48
2.18	Caminho de fluxo magnético dentro da máquina <i>Torus</i> de dois stacks	49
2.19	Ponto de operação magnética no material ferromagnético de estator	52
2.20	Ponto de operação magnética no material ferromagnético de rotor	53
2.21	Características de desmagnetização do ímã N45H em temperaturas elevadas	54
2.22	Modelagem completa de fluxo de calor por resistências térmicas para a máquina <i>Torus</i>	56
2.23	Modelagem simplificada de fluxo de calor por resistências térmicas considerando simetria	57
3.1	Curva de nível da função dimensionamento $Custo = f(A_m, a_p)$; $Custo = f(J_a, a_p)$	63
3.2	Curva de nível da função dimensionamento $Custo = f(A_m, k_d)$	63
3.3	Curva de nível da função dimensionamento $Peso = f(k_d, a_p)$	64
3.4	Curva de nível da função dimensionamento $Peso = f(p, a_p)$	64
3.5	Curva de nível da função dimensionamento $Eficiência = f(J_a, a_p)$	65
3.6	Curva de nível da função dimensionamento $Eficiência = f(J_a, V_{nom_f})$	65

4.1	Cargas atuantes na pá da turbina[Ribeiro, 2006]	73
4.2	Modelagem do torque do gerador elétrico em função dos harmônicos espaciais	75
4.3	Variação do torque absorvido em função dos graus elétricos de giro da máquina	76
4.4	Imagem do gerador projetado em software 3D - Visão externa	77
4.5	Vista em corte do gerador montado	78
4.6	Modelo 3D da coroa do estator	79
4.7	Resultado da análise em elementos finitos na coroa do estator	80
4.8	Modelo 3D do rotor externo	81
4.9	Análise em elementos finitos da peça de rotor externo	82
4.10	Montagem do rotor central com os ímãs	83
4.11	Resultados de elementos finitos para o rotor interno	84
4.12	Resultados da modelagem em elementos finitos para o eixo	85
4.13	Simulação em corte [90° elétricos] da densidade de fluxo na máquina <i>Torus</i>	86
4.14	Simulação em corte [45° elétricos] da densidade de fluxo na máquina <i>Torus</i>	87
4.15	Simulação volumétrica da densidade de fluxo na máquina <i>Torus</i>	87
4.16	Solução de acoplamento do gerador a torre através do transdutor de torque	88
4.17	Solução de acoplamento do encoder no eixo do gerador	89
4.18	Modelo 3D das peças de estator em duas vistas	90
4.19	Simulação da tensão de carga no dente da coroa em elementos finitos	91
4.20	Processo de usinagem da coroa em alumínio do estator	92
4.21	Fita de aço silício E110 protegida	93
4.22	Simulação da força de atração entre as peças de estator e ímãs em elementos finitos	95
4.23	Corpo de prova para teste da araldite	96
4.24	Seqüência de etapas do procedimento de teste da araldite no corpo de prova	97
4.25	Modelo simplificado do circuito de medição de fluxo desenvolvido para a montagem do gerador	98
4.26	Raio de curvatura do condutor de cobre e o perfil de corte das lâminas de aço	99
4.27	Procedimento de corte da fita E110	99
4.28	Imagem da termografia do corpo de prova (a) antes e (b) depois da usinagem	100
4.29	Orientação da colocação de epóxi nos dentes da coroa	101

4.30	Método de fixação da fita de aço silício para primeira volta	101
4.31	Molde para enrolamento da fita de aço silício	102
4.32	Peça usinada em alumínio para orientação de posicionamento da fita de aço silício durante o enrolamento	103
4.33	Imagem dos peças de estator sem bobinas de cobre	104
4.34	Desenho das bobinas toroidais orientadas na circunferência do estator	105
4.35	Desenhos esquemáticos da bobina de uma fase	106
4.36	Desenho esquemático do posicionamento dos sensores de temperatura na peça de estator	107
4.37	Gráfico de medição da altura das cabeças de bobina para primeiro estator	108
4.38	Estator após primeiro processo de bobinamento	108
4.39	Medições no estator após primeiro processo de bobinamento	109
4.40	Gráfico de medição da altura das cabeças de bobina para segundo estator	109
4.41	Estatores bobinados e prontos para montagem	110
4.42	Diagrama simplificado das bobinas de estator	111
4.43	Equipamento utilizado para medição da densidade de fluxo	113
4.44	Simulação em elementos finitos da densidade de fluxo magnético superficial em um ímã	114
4.45	Curva de densidade de fluxo medida em um ímã das direções transversais e longitudinais	114
4.46	Relação H_C vs B_{mg} simulado no gap de ar	115
4.47	Relação H_C vs B_{mg} simulado no gap de ar em p.u.	116
4.48	Estrutura modelada no FEMM para simulação de dois pares polares	116
4.49	Onda de densidade de fluxo magnético no entreferro em dois passos polares	117
4.50	Esquema de posicionamento dos respectivos ímãs para a simulação do pior caso	118
4.51	Peça de rotor SAE1020 usinada	119
4.52	Gabarito de madeira para montagem dos ímãs na peça de rotor	120
4.53	Polaridade dos ímãs anotados na peça de gabarito	121
4.54	Procedimento de teste para alocação dos ímãs na peça de rotor	121
4.55	Numeração dos ímãs selecionados	122
4.56	Pesagem e mistura da araldite com o endurecedor	122
4.57	Processo de aplicação da araldite na peça de rotor	123
4.58	Colocação dos ímãs na peça de rotor	123
4.59	Reidentificação das polaridades nos ímãs	124

4.60	Remoção do gabarito após 3 dias de curagem	125
4.61	Resultado final da curagem de um lado dos ímãs	126
4.62	Fim do processo de colagem dos ímãs no segundo lado do rotor	126
4.63	Secagem da peça de rotor após aplicação de resina	127
4.64	Foto do rotor central finalizado	127
4.65	Usinagem dos rotores externos	128
4.66	Foto do eixo do gerador <i>Torus</i> usinado	129
4.67	Foto dos rotores externos com os ímãs colados	130
5.1	Desenho da bancada de testes desenvolvida para validação do dimensionamento da máquina <i>Torus</i>	132
5.2	Dados de placa da máquina acionadora da bancada de teste	132
A.1	Caminho magnético simplificado para dimensionamento magnético	153
A.2	Ponto de operação do material ferromagnético em função de sua saturação magnética no circuito magnético com bobina de campo	154
A.3	Ponto de operação do material ferromagnético em função de sua saturação magnética no circuito magnético com ímã permanente	156
B.1	Circuito de medição de fluxo desenvolvido para a montagem do gerador	157
D.1	Lista de materiais utilizados para a colagem dos ímãs	162

Lista de Tabelas

1.1	Leilões de reserva e A-3/2011 - Resumo do cadastramento por fonte [EPE, 2011]	2
1.2	Leilões de reserva e A-3/2011 - Resumo do cadastramento de projetos em eólica por UF [EPE, 2011]	2
1.3	Tabela comparativa das diversas tecnologias de máquinas discutidas	15
2.1	Faixa de variação de parâmetros típicos de projeto de máquinas de fluxo axial[Parviainen, 2005, Libert, 2004, Gieras et al., 2008, Lipo, 1996]	30
2.2	Propriedades magnéticas do ímã N45H	47
2.3	Propriedades térmicas do ímã N45H	47
2.4	Propriedades físicas do ímã N45H	47
2.5	Classes de isolamento de motores [NEMA, 2008]	54
3.1	Resultado FMINCON X0 ótimo	66
3.2	Resultado FMINCON 30 repetições	67
3.3	Resultado comparativo da solução do dimensionamento antes e depois do processo de otimização simulados a 20°C de temperatura ambiente	69
4.1	Requisitos dimensionais oriundos do cálculo de desempenho elétrico	75
4.2	Memória de calculo da peça de coroa de alumínio	80
4.3	Memória de calculo de parafusos para acoplamento da carcaça com o rotor eólico	81
4.4	Memória de calculo de parafusos para acoplamento entre rotores externos	82
4.5	Tabela comparativa entre os métodos de calculo de força	95
4.6	Tabela comparativa de potência e eficiência limitadas pela montagem do gerador	106
4.7	Valores de resistência dos enrolamentos e de isolamento do estator	111

4.8	Tabela com valores médios do ímã permanente fornecido pelo fabricante (N45H R275(18°)xr195(16°)x8)	113
5.1	Tabela de custos gerais para produção do gerador	135
C.1	Tabela de medições de todos os ímãs permanentes	159

Lista de Apêndices

A	Detalhamento do cálculo eletromagnético analítico	153
B	Sensor de estimativa de fluxo magnético desenvolvido no LCCE para auxiliar na montagem do gerador elétrico	157
C	Tabela de medições dos ímãs permanentes adquiridos	159
D	Materiais utilizados para a colagem dos ímãs na peça de rotor	161
E	Solução do dimensionamento para a máquina Torus	163

Lista de Símbolos

α_{fr}	Fator de atrito entre peças de rotor
α_i	Relação entre valor de pico e valor médio de densidade de fluxo
$\alpha_{p,i}$	Razão de áreas polares
\dot{Q}_{vol}	Taxa de fluidez
ϵ_f	Valor relativo da força eletromotriz em termos da tensão nominal da máquina
η_d	Coefficiente de distorção de densidade de fluxo, que contabiliza o efeito dos harmônicos de distribuição espacial
η_g	Eficiência do gerador
\mathfrak{S}_{mm}	Força magnetomotriz para circuito magnético
ι_{esc}	Índice de proporcionalidade de tensão de escoamento
μ_0	Permeabilidade magnética do ar
μ_{ar}	Viscosidade dinâmica do ar
μ_{rPM}	Permeabilidade relativa dos ímãs permanentes
ν_{ar}	Viscosidade cinemática do fluido
$\omega_{PM,k}$	Largura do ímã em cada setor para cálculo de dispersão
Ω_{rot}	Velocidade angular da máquina
\bar{h}	Coefficiente de convecção
Φ_{ef}	Fluxo magnético efetivo dos ímãs permanentes
ϕ_{f1}	Fluxo magnético, valor de pico da grandeza fundamental

ϕ_h	Fluxo magnético, valor de pico da grandeza harmônica de ordem h
Φ_{PM}	Fluxo magnético dos ímas permanentes
ρ_{aco}	Densidade específica do aço
ρ_{ar}	Densidade específica do ar
ρ_{Fe}	Densidade específica do material ferromagnético do núcleo do estator
ρ_{pm}	Densidade específica do ímã permanente
σ_{chav}	Tensão de compressão na chaveta
σ_{Cu}	Condutividade elétrica do cobre
σ_{Fe}	Condutividade elétrica do material ferromagnético
σ_{rup}	Tensão de ruptura de um material
σ_{sb}	Constante de Stefan-Boltzmann
τ_D	Fator de dispersão diferencial para enrolamento toroidal
$\tau_{p,k}$	Passo polar para cada setor de ímã utilizado para cálculo de dispersão
τ_p	Passo polar no diâmetro médio
θ_{PM}	Temperatura de trabalho do ímã permanente
ε	Coefficiente de laminações anisotrópicas.
ε_1	Emissividade de um corpo 1
ε_2	Emissividade de um corpo 2
φ	Fluxo magnético
A_{chav}	Área de transmissão de carga nas peças de rotor
A_m	Densidade linear de corrente
A_{pm}	Área superficial do ímã permanente
A_p	Área polar
a_p	Número de bobinas em paralelo por fase
a_w	Número de condutores em paralelo

B_{cr}	Densidade de fluxo magnético no núcleo de rotor
B_{cs}	Densidade de fluxo magnético no núcleo de estator
$B_{mg,i}(x)$	Onda de indução magnética no entreferro
B_{mg1}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético fundamental
B_{mgh}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético de ordem harmônica h
B_{mg}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético
B_{mx1}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético fundamental na direção tangencial
B_{mz1}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético fundamental na direção normal
$B_{PM,i}(x)$	Onda de indução magnética na superfície dos ímãs permanentes
B_{PM1}	Densidade de fluxo na superfície dos ímãs externos
B_{PM2}	Densidade de fluxo na superfície dos ímãs internos
B_{r20}	Densidade de fluxo remanente dos ímãs permanentes na temperatura $20^{\circ}C$
B_{rPM}	Remanente do ímã permanente
B_r	Densidade de fluxo remanente dos ímãs permanentes na temperatura θ_{PM}
B_u	Densidade de fluxo na periferia do ímã
c_f	Coefficiente de arrasto para fluxo de ar turbulento
C_{pmax}	Coefficiente de potência máxima da turbina
D_{eixo}	Diâmetro do eixo
d_{Fe}	Espessura da lâmina ferromagnética do núcleo de estator
$D_{g,k}$	Diâmetro médio de cada setor de ímã para cálculo de dispersão magnética
D_g	Diâmetro médio
D_{in}	Diâmetro interno
D_{out}	Diâmetro externo
$D_{para,f}$	Diâmetro do parafuso dos discos de rotor

d_{PM}	Distância entre ímãs
D_{tot}	Diâmetro total da máquina
e_{car}	Espaçamento entre cabeça de bobina e carcaça incluindo o gap de ar superior
E_f	Força eletromotriz induzida em valor eficaz, fase-neutro
e_{pm}	Espessura dos ímãs
F_{12}	Fator de forma de uma superfície
$F_{axial_{para f}}$	Força axial por parafuso de fixação
F_{chav}	Força incidente na chaveta
f_h	Frequencia harmônica de ordem h
F_{MaxStr}	Força de atração magnética entre ímã e estator
$F_{para f}$	Força de cisalhamento nos parafusos dos discos de rotor
F_{trans}	Força de transmissão de carga entre peças de rotor
FS	Fator de segurança para projeto estrutural
g	Largurado entreferro de ar
g^l	Entreferro efetivo do gerador
g_d	Entreferro efetivo em eixo direto
g_q	Entreferro efetivo em eixo de quadratura
h	Ordem dos harmônicos de distribuição espacial de indução magnética
H_{crf1}	Intensidade de campo na seção frontal externo do núcleo de rotor
H_{crf2}	Intensidade de campo na seção frontal interno do núcleo de rotor
H_{crt}	Intensidade de campo na seção transversal do núcleo de rotor
H_{cr}	Intensidade de campo magnético no núcleo de rotor
H_{csf1}	Intensidade de campo na seção frontal externo do núcleo de estator
H_{csf2}	Intensidade de campo na seção frontal interno do núcleo de estator
H_{cstT}	Intensidade de campo na seção transversal do núcleo de estator

H_{cs}	Intensidade de campo magnético no núcleo do estator
H_c	Intensidade de campo magnético no ímã permanente
H_h	Razão da densidade de fluxo de ordem harmônica h e a fundamental
H_{r20}	Intensidade de campo coercitivo dos ímãs permanentes na temperatura $20^\circ C$
H_r	Intensidade de campo coercitivo dos ímãs permanentes na temperatura θ_{PM}
I_d	Corrente de eixo direto
I_{nomh}	Corrente nominal em valor eficaz de ordem harmônica h
I_{nom}	Corrente nominal em valor eficaz
I_q	Corrente de eixo de quadratura
J_a	Densidade superficial de corrente
k_{ad}	Fator de ajuste de cálculo de perdas no núcleo de estator
k_{cil}	Variável auxiliar para cálculo de dispersão magnética em setores
k_{Cu}	Fator de preenchimento de condutores circulares na bobina
K_{disp}	Fator de dispersão de fluxo no circuito magnético
k_d	Razão de diâmetros
K_e	Fator de empilhamento da fita de aço-silício do rotor
k_{fb}	Constante de cálculo para perdas por atrito
k_{PM}	Fator de dispersão de fluxo entre ímãs
k_{ter}	Condutividade térmica do ar
k_{w1}	Fator de enrolamento na frequência fundamental
$k_{i_{wh}}$	Fator de enrolamento na grandeza harmônica de ordem h
L_{carc}	Espessura da carcaça
L_{cond}	Comprimento total do condutor de cobre
l_{cond}	Comprimento do condutor de cobre

L_{cre}	Largura dos rotores externos
L_{cri}	Largura do rotor interno
L_{cr}	Largura do núcleo dos rotores
L_{cs}	Largura do núcleo de estator
L_d	Indutância síncrona de eixo direto
L_l	Indutância de dispersão
L_{md}	Indutância de magnetização de eixo direto
L_{mq}	Indutância de magnetização de eixo de quadratura
L_{PM}	Altura do ímã permanente
L_q	Indutância síncrona de eixo de quadratura
L_{re}	Comprimento individual total por disco de rotor externo mais ímãs
L_{ri}	Comprimento total do disco de rotor interno mais ímãs permanentes
L_s	Comprimento individual total por estator
L_{total}	Comprimento total da máquina
m_1	Número de fases
m_{carc}	Massa da carcaça
m_{Fe}	Massa do material ferromagnético do núcleo de estator
m_{pm}	Massa dos ímãs permanentes
m_r	Massa dos rotores mais partes girantes
n_{bob}	Número de bobinas da máquina por estágio
n_c	Número de bobinas por estágio por fase
n_{est}	Indutância de magnetização de eixo direto
N_f	Número de espiras em série por fase
$N_{para f}$	Número de parafusos
N_{set}	Número total de setores para calculo de dispersão magnética entre os diâmetros interno e externo

n_s	Rotação nominal da turbina
p	Numero de par de polos
P_{Cuh}	Potência dissipada no enrolamento de estator contabilizando a presença de harmônicos espaciais
P_{Cu}	Potência dissipada no enrolamento de estator
P_{Fe}	Perdas no núcleo de estator
P_{fr}	Perdas por atrito
P_f	Perdas por corrente de foucault no núcleo de estator
P_g	Potência ativa gerada
P_h	Perdas por histerese magnética no núcleo de estator
P_{rot}	Perdas rotacionais ou mecânicas
P_{totais}	Perdas totais do gerador
P'_{totais}	Perdas totais do gerador a carregamento variável e rotação variável
P_t	Potência máxima fornecida pela turbina eólica a um coeficiente de potência constante
P_{vent}	Perdas por ventilação forçada
P_{wind}	Perdas por ventilação natural
Pr	Número de Prandtl
Q_g	Potência reativa gerada
r_{eixo}	Raio do eixo
R_{sca}	Resistência elétrica por fase da máquina
R_{trans}	Raio de transmissão de carga nas peças de rotor
Re	Número de Reynolds
s_a	Seção circular do condutor
s_{cond}	Seção de área calculada do condutor para corrente de projeto
T_a	Valor de torque flutuante do gerador elétrico Torus

t_{chav}	Largura da chaveta
$T_{efetivo}$	Torque efetivo
T_m	Valor de torque médio do gerador elétrico Torus
V_{bob}	Tensão induzida por bobina
v_{cond}	Velocidade do condutor que corta as linhas de fluxo
V_{cut-in}	Velocidade de vento de partida da turbina eólica
$V_{cut-out}$	Velocidade de máxima de vento da turbina eólica
V_d	Tensão de eixo direto
V_{ind}	Valor da tensão induzida no fio condutor de comprimento l_{cond}
V_{nom_f}	Valor fase-neutro da tensão nomina
V_q	Tensão de eixo de quadratura
$V_{vento_{nom}}$	Velocidade de vento nominal
V_{vento}	Velocidade de vento
w_{chav}	Comprimento da chaveta
$W_{Cu_{max}}$	Tamanho máximo da cabeça de bobina
$W_{Cu_{min}}$	Tamanho mínimo da cabeça de bobina
W_{Cu}	Altura da cabeça de bobina
AWG	American Wire Gauge (escala americana normalizada)
CNC	Controle numérico computadorizado
FEMM	Finite Element Method Magnetics
FMM	Força magnetomotriz
NN	Norte - Norte, orientação magnética de dois ímãs paralelos
NS	Norte - Sul, orientação magnética de dois ímãs paralelos
OEM	Original Equipment Manufacturer
PWM	Pulse-Width Modulation (modulação por largura de pulso)
SMC	Soft Magnetic Composite (material composto)

Capítulo 1

Introdução

A crescente preocupação com o desenvolvimento sustentável tem funcionado como estímulo na produção de novas fontes de energia. No cenário nacional e internacional, a demanda por novas fontes de energia tem atraído cada vez mais a atenção de investidores, através de incentivos fiscais, em conjunto com iniciativas governamentais.

Os avanços na área de tecnologia de materiais também favorecem com a redução de custos, promovendo a participação das fontes de energia alternativas nas principais matrizes energéticas mundiais.

Ainda nesse cenário, a energia eólica tem se tornado a fonte mais atraente devido ao seu elevado retorno financeiro. Esse comportamento pode ser exemplificado em função do seu crescimento, mesmo durante a crise Mundial de 2008, como pode ser observado na Figura 1.1.

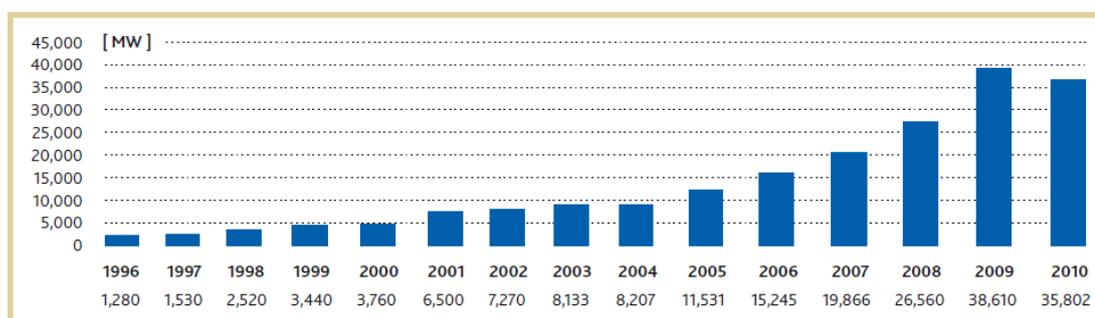


Figura 1.1: Acréscimo anual na capacidade mundial de energia eólica instalada entre 1996-2010 [GWEC, 2010]

No Brasil, apesar da matriz energética ter se mantido por um longo período em base hidráulica, muitos incentivos governamentais são promovidos, seja no âmbito político, através do *PROINFA* (Programa de incentivo às Fontes

Alternativas de Energia Elétrica) ou economicamente através do *BNDES* (Banco Nacional do Desenvolvimento).

Estas ações tem mostrado seu sucesso nos leilões de reserva e de fontes alternativas. Como exemplo é possível citar o leilão ocorrido em agosto de 2010, no qual foram contratados 420 projetos de energia eólica no leilão de reserva, e no leilão de fontes alternativas, como apresentado nas Tabela 1.1 e 1.2, pela avaliação de inscrição ocorrida em 09/05/2011[EPE, 2011].

Tabela 1.1: Leilões de reserva e A-3/2011 - Resumo do cadastramento por fonte [EPE, 2011]

Fonte	Projetos	Oferta [MW]
Hidrelétrica (ampliação)	1	450
Pequenas Centrais Hidrelétricas - PCHs	41	725
Eólicas	429	10.935
Termelétricas à biomassa	81	4.580
Termelétricas a gás natural	16	6.642
Total:	568	23.332

Tabela 1.2: Leilões de reserva e A-3/2011 - Resumo do cadastramento de projetos em eólica por UF [EPE, 2011]

UF	Projetos	Oferta [MW]
Bahia	90	2.295
Ceará	103	2.427
Pernambuco	9	237
Piauí	18	466
Rio de Janeiro	1	9
Rio Grande do Norte	116	3.012
Rio Grande do Sul	92	2.489
Total:	429	10.935

Contabilizando entre os empreendimentos já outorgados e os empreendimento em construção, são totalizados cerca de 5 GW somados a capacidade total já instalada, como apresentado na Figura 1.2 [ANEEL, 2011].

O resultado da última contratação do leilão de reserva, segundo avaliação de 18/08/2011 [EPE, 2011], superou o preço inicial de R\$ 146/MWh chegando a um valor médio final de R\$ 99,61/MWh. O leilão também funcionou como atrativo para possíveis investidores do setor que não consideravam a geração de energia eólica uma solução barata e viável.

O reflexo desse crescimento também pode ser observado devido ao elevado potencial eólico disponível no país, como divulgado pelo *CEPEL / ELETRORBRAS* em 2001, apontando um potencial instalável de 143 GW a 50 metros

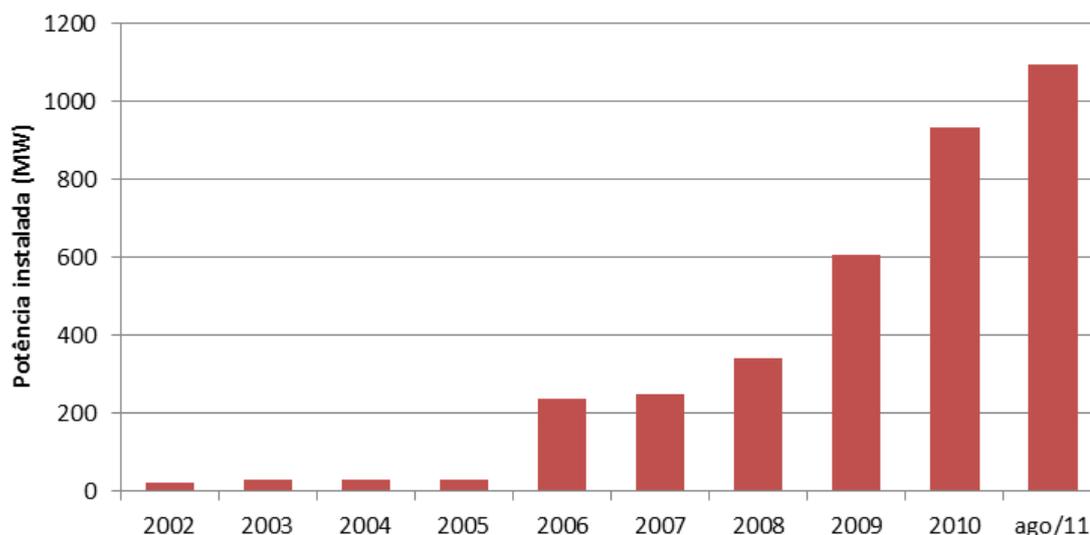


Figura 1.2: Capacidade nacional de energia eólica instalada entre 2002-ago/2011 [GWEC, 2010, ANEEL, 2011]

de altura onshore [CEPEL, 2001]. Em 2009, foram realizadas novas medições em alguns estados a alturas de 80 a 100 metros, no qual foi constatado potenciais ainda maiores, podendo atingir valores em cerca de 350 GW [CRESESB, 2010].

A grande parcela de tecnologia e dos produtos que tornaram possível esse cenário, tem sua produção no exterior. No intuito de impulsionar a comercialização nacional, os bancos financiadores desses empreendimentos exigem um rigoroso critério de tropicalização, sendo que para que haja a aprovação de um financiamento, 60% do empreendimento em peso e valor devem conter sua origem nacional [BNDES, 2011].

1.1 A Energia Eólica

A energia eólica é energia cinética das massas de ar, seja devido ao aquecimento do mesmo pela luz solar, ou pela movimentação do planeta.

1.1.1 Turbina eólica

No processo de conversão, muitas topologias de turbinas são utilizadas, tais como as turbinas de eixo horizontal e vertical, ou ainda projetos mais audaciosos como turbinas flutuantes, como apresentado na Figura 1.3.

Apesar de inovadoras, muitas dessas novidades de turbinas não conseguem se solidificar ao mercado. Histórica e comercialmente, observou-se que as turbinas de eixo horizontal utilizando 3 pás representam uma melhor alternativa de sistema de conversão da energia eólica para geração elétrica, devido a sua

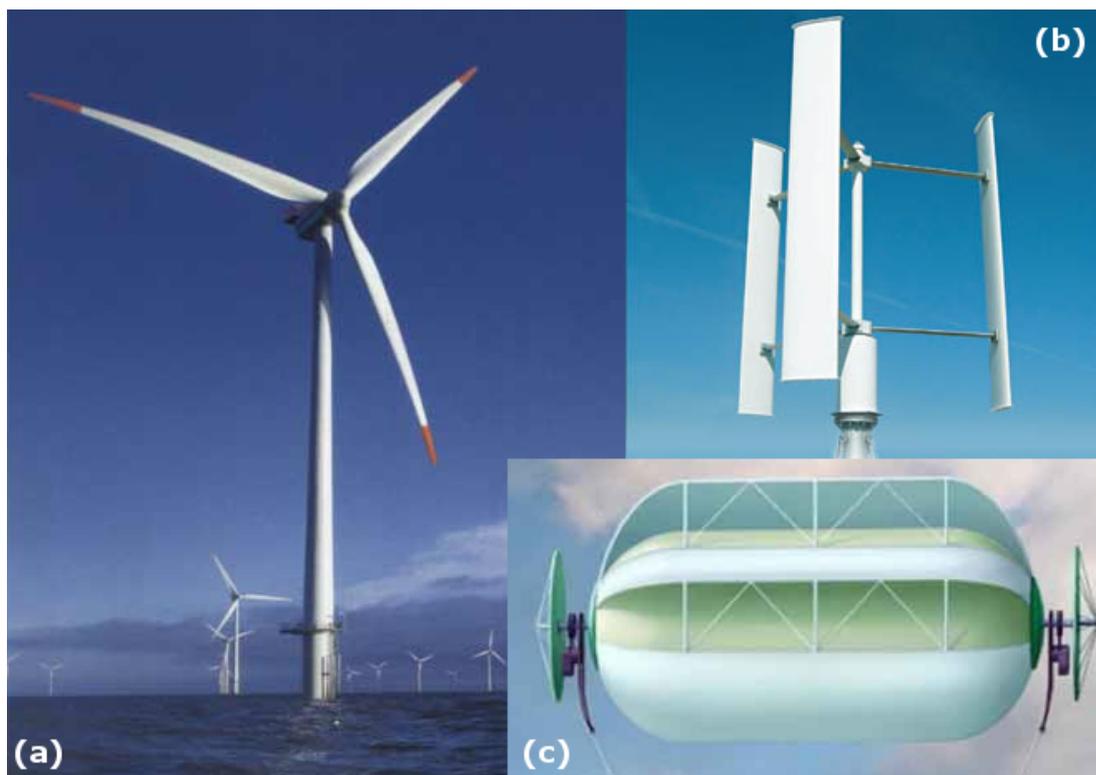


Figura 1.3: Exemplo de alguns dos tipos de turbinas eólicas (a) Turbina de eixo horizontal (b) Turbina de eixo vertical (c) Turbina flutuante

eficiência de operação, estabilidade estrutural e a dinâmica dos fluidos [DWIA, 2010].

1.1.2 Sistema de conversão da energia

A energia eólica pode ser considerada como o método de conversão da energia mais complexo atualmente, pois a mesma envolve elevado nível tecnológico, seja na regulação e controle da operação (geração) sazonal, ou devido ao seu monitoramento e operação autônoma. A suportabilidade frente a problemas na qualidade da rede elétrica, e até mesmo variações dinâmicas de carga (vento) forçam um elevado estresse de operação no equipamento.

Dentre todos os fatores mencionados, o principal componente do sistema eólico é o gerador elétrico. A utilização de um gerador elétrico bem dimensionado e projetado é de suma importância para manter um alto nível de eficiência de conversão, além da vida útil do equipamento.

O gerador a ser utilizado no sistema de geração eólica deve apresentar elevada suportabilidade, pois o mesmo pode operar em regime de sobrecarga, variações de temperatura, variações climáticas, ou até mesmo desligamentos ou religamentos. Nesse sentido, este equipamento é de extrema importância para o projeto do aerogerador.

1.1.2.1 Gerador elétrico

Com a evolução tecnológica e o aumento do número de centrais eólicas operando conectadas a rede elétrica, houve um avanço tecnológico nesses equipamentos, o que marcou pela disseminação de diferentes topologias de geração, dentre os quais podem ser observados na Figura 1.4 [Pereira et al., 2010].

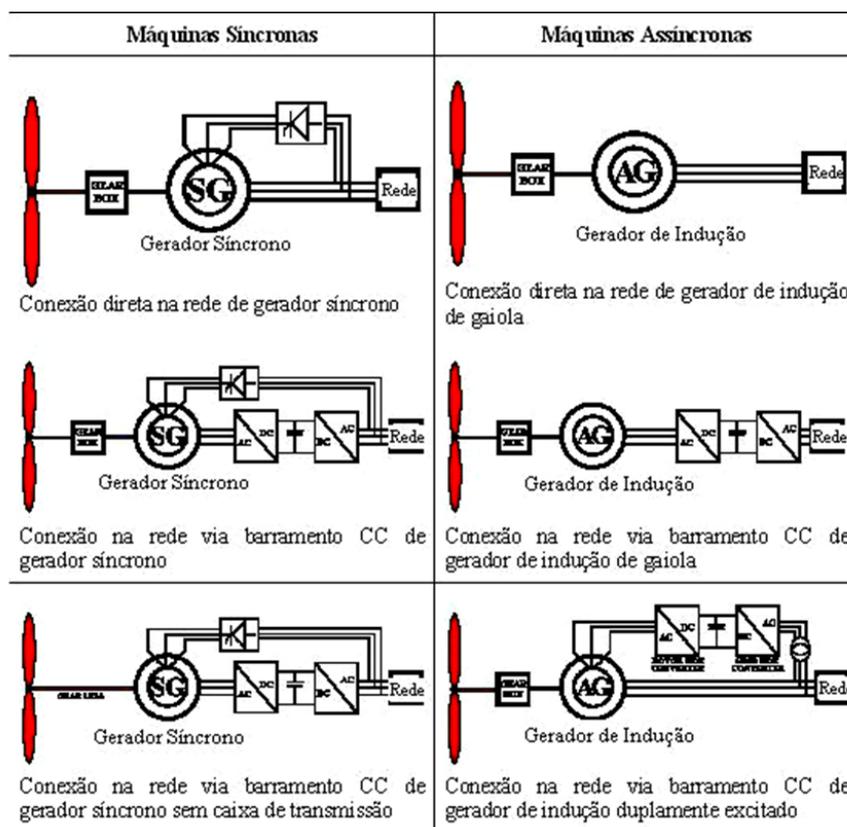


Figura 1.4: Topologias de turbinas eólicas de maior representatividade em operação

A primeira topologia de turbina eólica a se consolidar no mercado, se caracterizava por operar a velocidade constante, o que consiste em um gerador de indução conectado solidamente à rede. Esse sistema começou a ceder espaço devido às suas limitações operacionais e problemas de qualidade de energia. A evolução paralela dos dispositivos de eletrônica de potência e a consequente redução dos custos dos mesmos, permitiram um controle de operação dos geradores de indução, possibilitando sua conexão a rede elétrica eliminando grande parte dos problemas de seu antecessor. Por sua vez, o sistema opera com maior excursão de velocidade e uma maior estabilidade de operação e com mínimos transitórios de chaveamento.

A conexão mecânica entre o gerador e o rotor eólico pode ser feito através de um acoplamento direto, ou através de uma caixa de transmissão mecânica. O

acoplamento direto, também conhecido como “*gearless*” ou “*direct drive*” apresenta vantagens ao outro sistema devido à redução de custos com partes mecânicas, redução com custos de manutenção e ruídos. Contudo, o gerador deverá operar a baixa rotação, da mesma forma que o rotor eólico, necessitando assim de um elevado número de polos. Em contrapartida, a utilização de uma caixa de transmissão permite a utilização de máquinas que operem a velocidades mais altas e são conhecidos por sua simplicidade de fabricação e alta densidade de potência.

Nesse cenário, ainda é possível citar alguns sistemas de aerogeradores presentes no mercado:

- Geradores de indução duplamente excitados, consistem no controle da corrente do rotor no gerador de indução, permitindo a operação em regiões subsíncrona e supersíncrona. Os elevados níveis de trabalhos demonstram a importância desse tipo de sistema e sua conexão ao sistema elétrico [Mendes, 2009];
- Geradores síncronos com bobina de campo;
- Geradores síncronos com ímãs permanentes.

As máquinas síncronas que utilizam excitação a ímãs permanentes têm suas vantagens com relação às com bobinas de campo, pois simplificam a tecnologia, além de possuir um menor volume.

A utilização de ímãs permanentes não representou durante um período um cenário favorável de utilização em máquinas elétricas em função da necessidade de grande volume total de ímã para se atingir níveis razoáveis de potência. A evolução dos materiais e o aparecimento dos ímãs de alta energia de terras raras (Neodímio-Ferro-Boro NdFeB) por volta da década de 80 tornaram esse cenário possível, porém seu custo ainda muito elevado não caracterizava uma vantagem em utilização para máquinas elétricas, agregando elevado custo ao equipamento..

Com o avanço na tecnologia de fabricação dos ímãs permanentes sintetizados, o custo dos mesmos apresentou considerável redução, o que fez com que o consumo mundial aumentasse. Um parcial motivo para esse acontecimento se deve ao fato da China deter 58% da reserva mundial de Neodímio o que estimulou sua produção e considerável diminuição do custo do ímã, como pode ser observado pela Figura 1.5 [ResearchInChina, 2010].

A utilização desse material em geradores eólicos tem se mostrado tão promissor para o mercado de sistemas de geração eólica que sua utilização no ano de 2008 equivalia a 0,6 GW de potência instalada, sendo que para o ano de 2009 esse valor cresceu para 1,5 GW, e se seguiram os mesmos padrões de

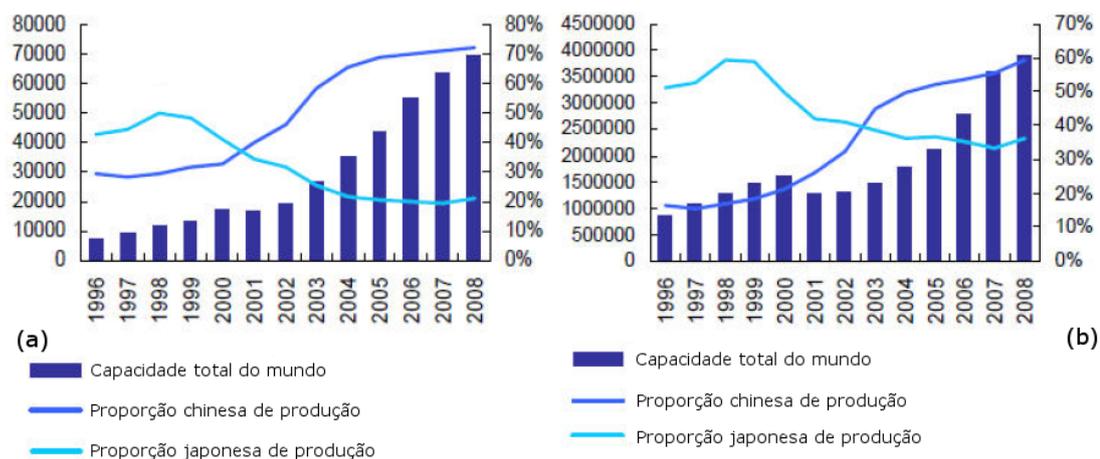


Figura 1.5: Proporção total de volume produzido de NdFeB mundial entre China e Japão, 1996 - 2008 (a) Em toneladas [t] (b) Em mil dólares [USD \$ 1000] [ResearchInChina, 2010]

crescimento até o momento. A expectativa é que até 2014 se tenha cerca de 12 GW de potência eólica instalada utilizando geradores elétricos com ímãs permanentes de Neodímio, apontando um mercado em potencial para os próximos anos se baseando na tecnologia de acoplamento direto “*gearless*”, e excitação a ímãs permanentes.

Essas características serviram de base para nortear a escolha por esse tipo de topologia nesse projeto.

1.1.2.2 Orientação de fluxo

Afim de caracterizar os geradores elétricos, é possível enumerar duas topologias primordiais, as quais se classificam em função da sua orientação de fluxo dentro da estrutura.

Gerador de fluxo radial Atualmente é comum encontrar máquinas “*cilíndricas*” tais como apresentada na Figura 1.6, que possuem como característica sua orientação de fluxo radial. Nessa configuração, o fluxo magnético percorre uma direção perpendicular ao sentido de rotação do rotor, o que por sua vez pode ser construtivamente adotado em topologia de rotor interno ou externo. Os primeiros registros de patentes desse tipo de máquina são datados de 1837 [Davenport, 1837].

Sua facilidade construtiva, principalmente com relação à laminação do estator, fez com que essa máquina ser tornasse um produto barato e muito disseminado no mercado.

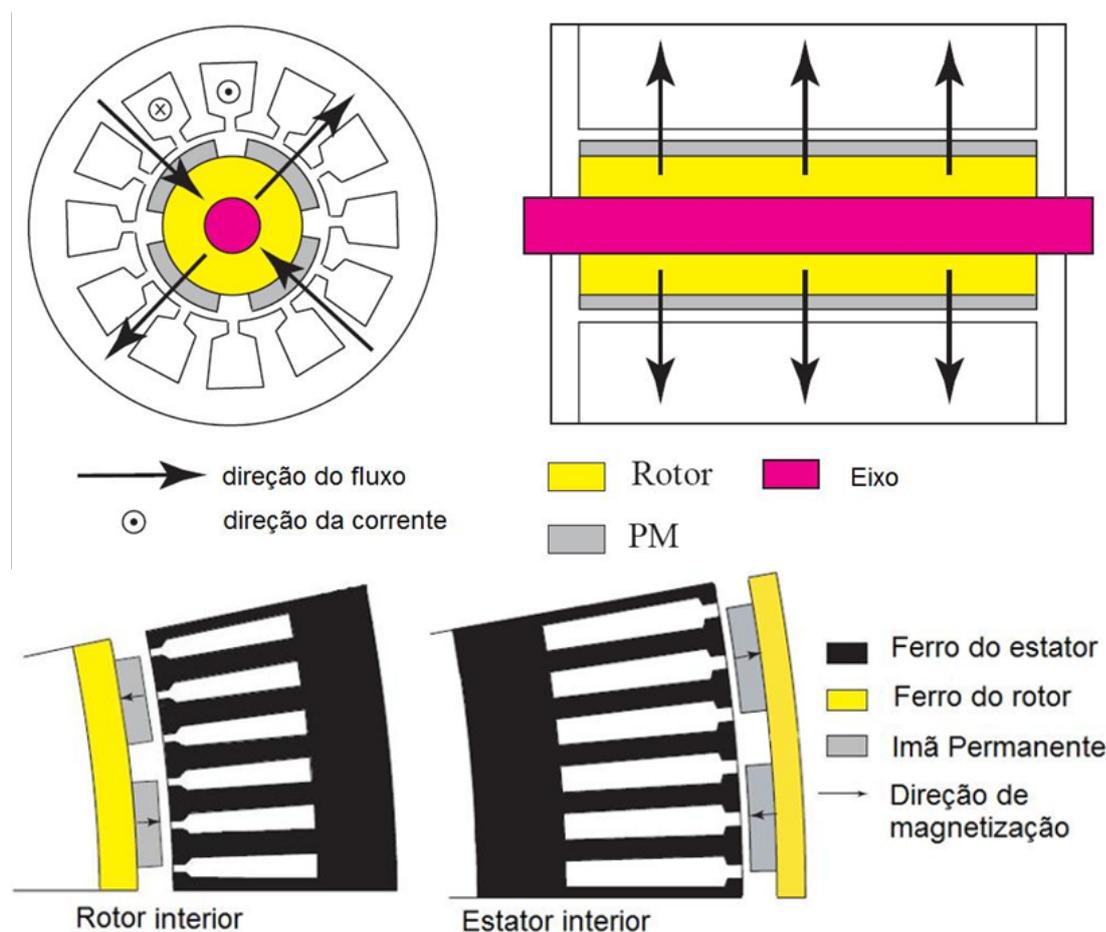


Figura 1.6: Desenho representativo de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo radial

Gerador de fluxo axial As máquinas “tipo disco”, cuja orientação de fluxo é axial, onde a direção do fluxo é paralela ao sentido de rotação, são pouco disseminadas e existem poucos registros comerciais para esse tipo de topologia. Apesar do caráter inovador, essa máquina foi inventada anteriormente a máquina de fluxo radial, sendo datada de 1831 por M. Faraday [Gieras et al., 2008]. A modelagem de sua orientação de fluxo é apresentada na Figura 1.7.

Comparativamente, as máquinas de fluxo axial demonstram superioridade em densidade de potência e reduzido volume efetivo, o que favorece a utilização dessa topologia em sistemas eólicos [Sitapati and Krishnan, 2001]. Ao mesmo tempo, uma significativa redução da parcela de perdas no núcleo ferromagnético, proporciona um valor de eficiência superior nas máquinas de fluxo axial, como pode ser observado na Figura 1.8.

A orientação do fluxo magnético no interior de uma máquina elétrica pode proporcionar diferenças entre tamanho, potência e eficiência considerando potências equivalentes com orientação de fluxo diferente. Para o caso de um gerador eólico, onde uma maior densidade de potência pode ser obtida para um

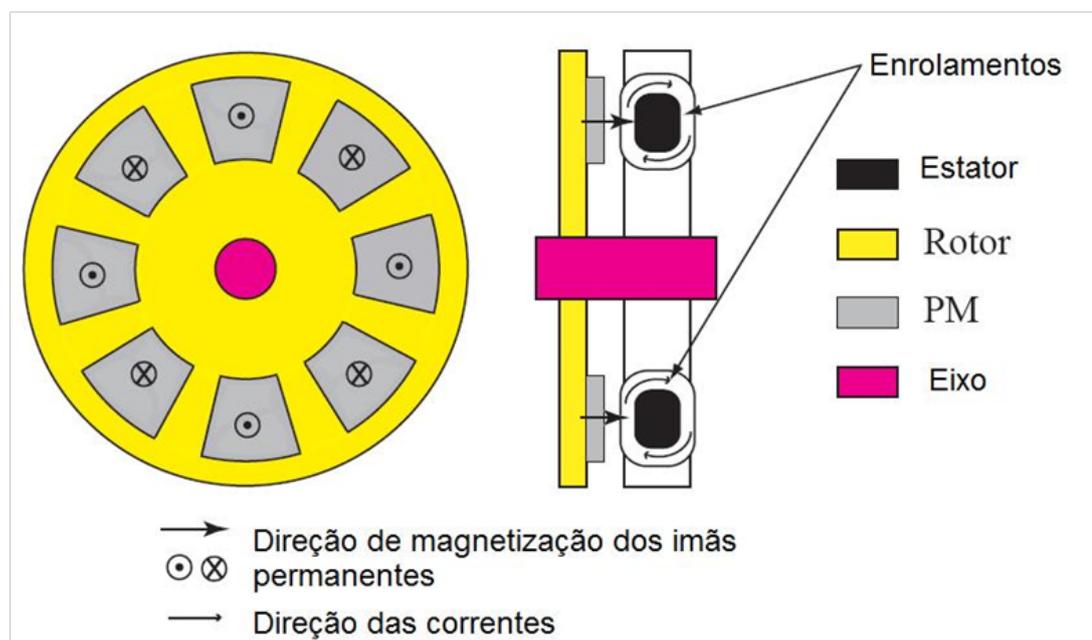


Figura 1.7: Desenho representativo de uma máquina a ímãs permanentes de fluxo axial

volume efetivo total, as máquinas de orientação axial superam projetos que utilizem máquinas de fluxo radial.

Nas máquinas de fluxo axial, a potência pode variar entre poucos watts a sub-megawatts. Essa restrição de potência é justificada geometricamente. A medida que a potência gerada pela máquina de fluxo axial aumenta, a superfície de contato entre o rotor e o eixo ficam menores em termos proporcionais. Dessa forma se torna mais complicado projetar estruturalmente essa junção. Uma possível solução para este problema é a utilização da topologia de múltiplos discos. Essa solução consiste em dividir a máquina em estágios seriados, como pode ser observado na Figura 1.9, equivalendo à situação de se unir indefinidas máquinas de mesma potência, proporcionando uma contribuição individual de geração. Essa configuração pode ser feita indefinidamente sem restrições, norteadas sempre nas avaliações mecânicas e o limite imposto geometricamente pelos mesmos.

Dentre as características apresentadas, as máquinas de fluxo axial ainda podem ser caracterizadas segundo a forma construtiva de seus respectivos estatores. Esses podem ser apresentados em três formas, sendo gerador sem núcleo ferromagnético (“*Coreless*”), gerador com núcleo de material composto (“*SMC*”) e gerador com enrolamento toroidal (“*Torus*”).

Os rotores, os quais se localizam os ímãs permanentes podem adotar posições tanto internamente, entre estatores, quanto externamente a máquina, onde o estator se localiza entre rotores. Nesse trabalho foi considerado exclusivamente a situação onde o estator se localiza no interior da máquina, sendo que a diferença

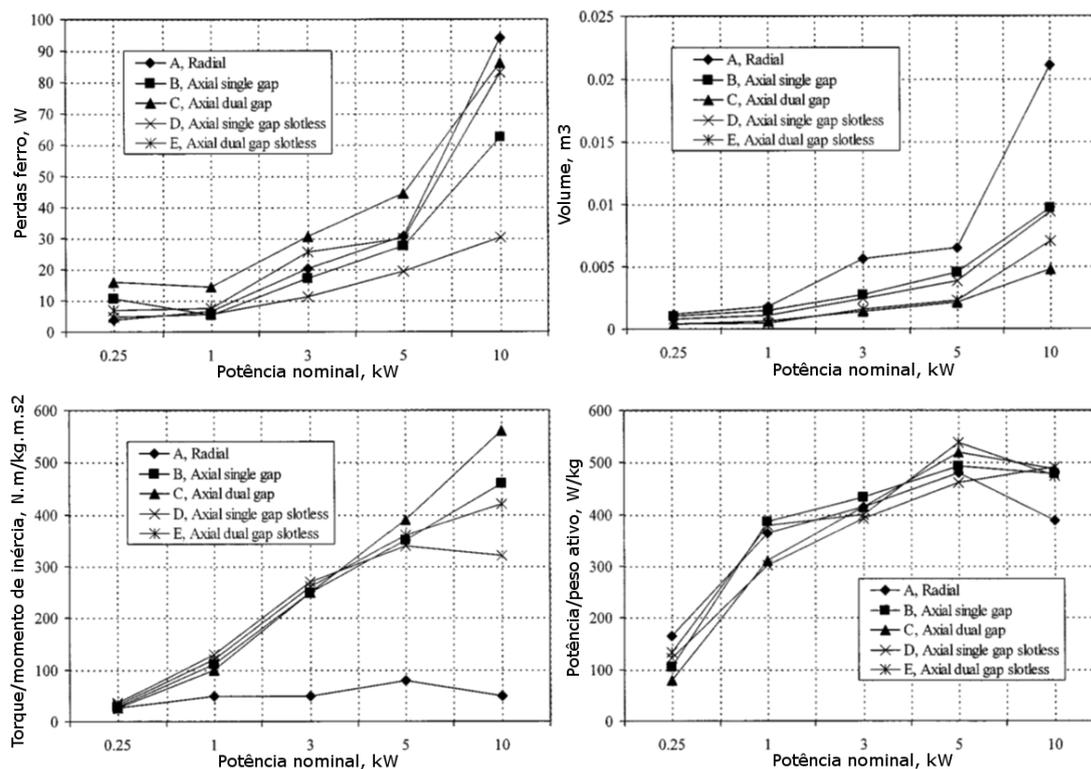


Figura 1.8: Comparativo entre máquinas de fluxo axial e fluxo radial [Sitapati and Krishnan, 2001]

entre essas topologias fica exclusivamente relacionada a forma de fabricação da peça de estator.

Gerador sem núcleo ferromagnético (coreless) As máquinas de fluxo axial sem núcleo ferromagnético no estator, denominada “*coreless*”, o enrolamento de estator localizados em material não magnético e não condutivo, suportando toda a estrutura. Essa estrutura pode variar desde uma resina com propriedades estruturais satisfatórias, até o caso de plásticos, e náilons. Essa adoção garante que o estator não apresente perdas magnéticas, pelo fato de não existir circulação de correntes parasitas e histerese magnética. As perdas nos ímãs permanentes e nos discos do rotor são desprezíveis pela não variação do fluxo magnético no rotor. A parcela de contribuição de reação de armadura também é muito baixa, em função do grande entreferro efetivo, isso faz com que esta máquina opere com elevados valores de eficiência.

Este tipo de estrutura de máquina elétrica oferece alta eficiência e *cogging torque*¹ nulo, porém um grande volume de ímãs permanentes é requerido para prover um razoável nível de densidade de fluxo no entreferro [Wang et al., 2005].

O estator desta máquina apresenta-se internamente, onde os enrolamen-

¹*Cogging Torque* é o torque devido a interação entre os ímãs permanentes do rotor e as ranhuras de estator. Esse é responsável por gerar um *ripple* de torque e velocidade.

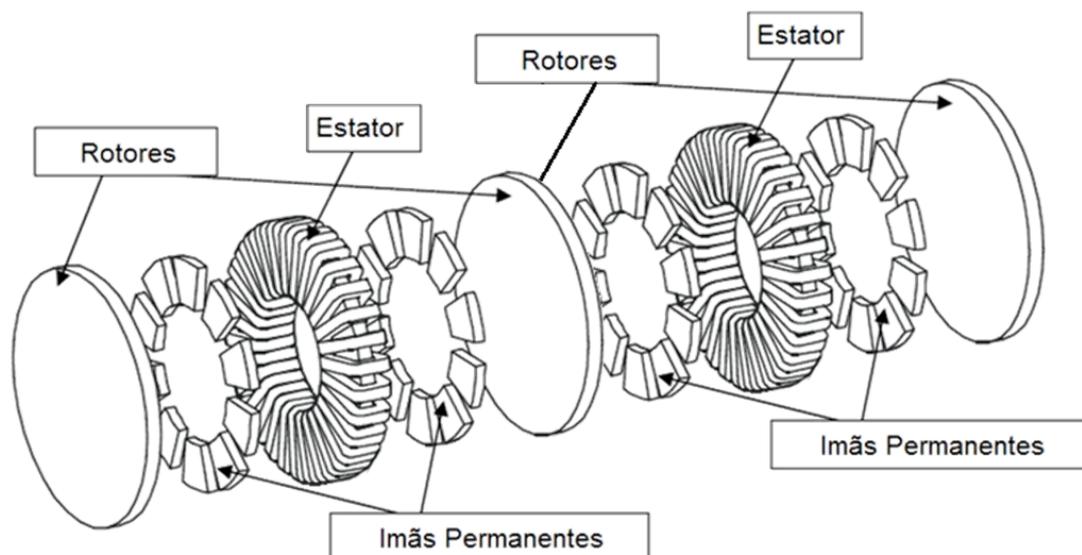


Figura 1.9: Desenho esquemático de um gerador de fluxo axial a ímãs permanentes de dois estágios com bobinas toroidais

tos do estator são localizados no entreferro entre os ímãs permanentes. Os ímãs são montados em posição de magnetização inversa, com o Norte de um ímã virado para o Sul do ímã a sua frente, como pode ser observado na Figura 1.10.

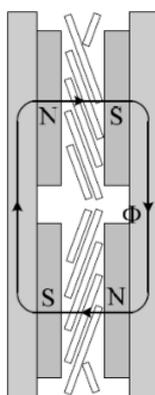


Figura 1.10: Desenho esquemático da estrutura básica da máquina *coreless*

O grande entreferro efetivo pela ausência de material ferromagnético, requer o aumento no volume de material dos ímãs permanentes, o que pode ser minimizado através de processos de otimização geométrica do ímã permanente e direção de fluxo, como o caso do arranjo Halbach [Xiaoyuan et al., 2005].

As máquinas *coreless* permitem o uso de bobinas concentradas não entrelaçadas, o que proporciona uma série de vantagens como fabricação e montagem da bobina mais simples, um volume reduzido devido ao não entrelaçamento das bobinas e um diâmetro total menor na máquina devido à menor cabeça de bobina.

Dentre as características citadas, as máquinas a ímãs permanentes com

bobinas não entrelaçadas com altos números de polos podem apresentar altos fatores de enrolamento e bom nível de conjugado de saída, sendo que a configuração que apresenta o maior fator de enrolamento é quando a relação do número de polos por ranhuras é equivalente a 3 [Meier, 2008].

As máquinas *coreless* com enrolamentos não-entrelaçados não apresentam problemas de *cogging torque* e nem a dificuldades construtivas, apresentando muito mais graus de liberdade no seu projeto e construção. Além disto, estas máquinas possuem baixa reação de armadura, o que confere uma menor influência da corrente de carga sobre o fluxo principal, portanto uma melhor regulação e maior estabilidade estática pelo alto conjugado máximo.

A montagem dessa estrutura, geralmente utiliza materiais de fortes propriedades mecânicas, tais como resina e araldite. Essas por sua vez costumam sofrer de alta reação exotérmica em seu processo de curagem, o que deve ser observado com cautela em sua construção para não danificar os condutores e a estrutura mecânica do composto. Ao mesmo tempo, esse material deve ser capaz de suportar altas temperaturas durante a operação nominal.

No projeto mecânico da máquina de fluxo axial, a obtenção de um entreferro uniforme entre os ímãs permanentes de rotor e a superfície externa das bobinas de estator é muito importante. Logo, métodos de fixação dos discos de rotor ao eixo e de compactação das bobinas de estator em um volume uniformemente rígido e regular é um objetivo a perseguir. A fixação imprópria, o desalinhamento, folgas ou irregularidades superficiais dos discos de rotor ou do conjunto de bobinas de estator irão causar irregularidades no entreferro, riscos de danos físicos às bobinas, vibração, ruído, pulsações de conjugado, fadiga em materiais e redução no desempenho elétrico.

Gerador Ranhurado com Material Composto A máquina de fluxo axial a ímãs permanentes ranhurada é ilustrada pela Figura 1.11. Duas estruturas principais dominam o projeto deste tipo de máquina, o qual possui características bem semelhantes, exceto pelo posicionamento dos ímãs, sendo estruturas NN ou NS, como apresentado pela Figura 1.12, a espessura do estator e o arranjo dos enrolamentos. Para a máquina de estrutura NN, onde as duas faces de magnetização norte estão faceadas, o enrolamento de cada fase é realizado em torno do núcleo de estator, o que produz menor cabeça de bobina nas direções radiais e axiais, tendo em vista o não entrelaçamento de cabeças de bobinas de fases diferentes.

Nesta estrutura as perdas no cobre são reduzidas, mas devido à orientação dos caminhos de fluxo no estator, este necessita maior dimensão, o que aumenta sua largura, perdas no ferro e o comprimento das cabeças de bobinas. Para a máquina de estrutura NS, o fluxo principal flui axialmente pelo estator, o que

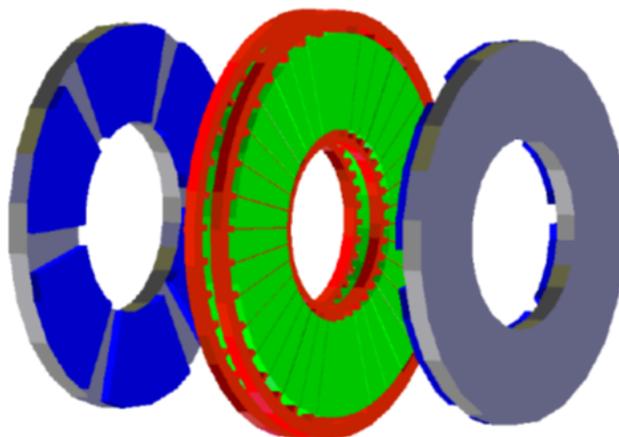


Figura 1.11: Desenho esquemático da estrutura da máquina com estator ranhurado

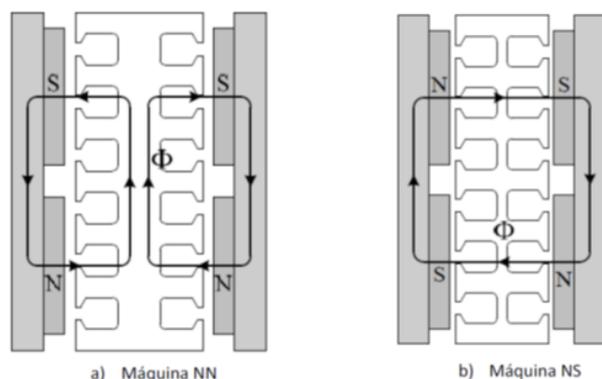


Figura 1.12: Desenho esquemático das estruturas alternativas da máquina de estator ranhurado

requer uma pequena largura do núcleo de estator, proporcionando um decréscimo nas perdas no núcleo e a máquina deve utilizar enrolamentos paralelos ao núcleo.

As dificuldades de fabricação do núcleo do estator identificam a principal desvantagem de uma máquina ranhurada. O núcleo deve ser laminado em direção paralela ao movimento de rotação, apresentando elevada complexidade construtiva, como apresentado na Figura 1.13.

Uma possível solução são os materiais magnéticos compostos *SMC* (“*Soft Magnetic Composite*”). Esses materiais são compostos basicamente de partículas de aço em pó misturadas com outras partículas com diferentes propriedades elétricas que em quantidades ideais, geram um composto com elevadas características magnéticas e estruturais, além de baixos valores de perdas. Sobre essas condições, é aplicado alta pressão, formando uma única peça rígida, seguindo o mesmo processo de sinterização aplicado aos ímãs permanentes, diferenciando-se exclusivamente em seu processo de curagem e enrijecimento.

As propriedades eletromagnéticas e mecânicas deste material dependem

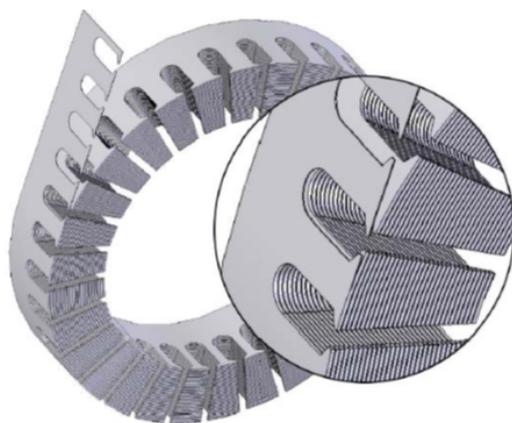


Figura 1.13: Visualização da laminação do estator ranhurado

do material agregado e do processo de fabricação [Dubois et al., 2006]. Esses materiais podem ser desenvolvidos em formatos 3D complexos, típicos daqueles que se encontra em máquinas de fluxo axial com ranhuras.

A utilização de material *SMC* para aplicações em grande escala em máquinas elétricas é um processo ainda em desenvolvimento, apesar de um número crescente de protótipos existentes e de facilidades que têm sido fornecidas pelos próprios fabricantes do material *SMC* em busca de estimular esse desenvolvimento [Guo et al., 2004].

Gerador *Torus* A concepção usual desta topologia se define pela alocação de ímãs permanentes nos dois discos de rotor com ímãs em posição NN, sendo que os enrolamentos toroidais de estator, são alocados em um estator sem ranhuras, como ilustrado na Figura 1.9.

Dentre os benefícios desta máquina se destacam a boa ventilação e resfriamento dos enrolamentos de estator, devido a exposição desses ao ar, ausência de ranhuras e grande entreferro efetivo, o que levam a *cogging torque* nulo, baixa reação de armadura e desprezível perda de magnetização.

Sendo uma topologia compacta de pequeno comprimento axial, a máquina *Torus* se adéqua mecanicamente para integração com o rotor da turbina eólica, podendo ser montada diretamente no “cubo” (local de junção das pás do rotor) do rotor eólico, tal que seu momento de inércia é rigidamente agregado ao do rotor.

A concepção do estator transmite a impressão de simplificada construção, sendo produzido com lâminas de material ferromagnético enroladas em direção transversal.

Devido à dificuldade em se encontrar fabricantes de máquinas utilizando do material composto e a facilidade de se obter uma fita de material aço silício, a opção de se montar a máquina *Torus* como protótipo demonstrou ser viável. Na

Tabela 1.3 são apresentadas as características de cada máquina e servem de base comparativa para a escolha do protótipo.

Tabela 1.3: Tabela comparativa das diversas tecnologias de máquinas discutidas

Considerações	Máquina <i>Torus</i>	Máquina Ranhurada (<i>SMC</i>)	Máquina <i>Coreless</i>
Forças axiais magnéticas	Apenas nos discos de rotor, atraídos pelo estator	Apenas nos discos de rotor, atraídos pelo estator	Altas forças entre os discos de rotor
Construção e Montagem do núcleo de estator	Simples montagem do núcleo	Necessidade de encontrar fabricantes para se produzir estator em SMC no país	Montagem simples, porém cautelosa do estator
Uniformidade do Entreferro	Condutores fixados no núcleo	Condutores protegidos com ranhuras	Condutores fixados pela resina estrutural do estator
Montagem do enrolamento	Enrolamento Toroidal simples, porém produzido dentro da estrutura necessitando excessivo trabalho manual	Enrolamento Toroidal para máquina NN Enrolamento simples e não entrelaçado, fabricado externamente ao núcleo para máquina NS	Enrolamento fabricado externamente e agregado a um molde para fabricação do núcleo
Estimativa de custos	Menores	Maiores	Médios

1.2 Motivação, Objetivo e Contribuição

O trabalho apresentado é fruto de um projeto de pesquisa integrado ao programa de P&D da CEMIG/MG e desenvolvido através de um convênio com a UFMG, o qual conta também com o apoio do CNPq, sobre o título, “Desenvolvimento de Centrais Eólicas adaptadas as condições de Vento do Estado de Minas Gerais”, tendo como objetivo principal produzir uma turbina eólica de 10 kW de potência nominal em ventos nominais de 10 m/s.

Esse projeto busca produzir um produto inovador com tecnologia nacional e com características de operação superiores as topologias comerciais. Ao mesmo tempo motivar a indústria a investir na produção de tecnologia brasileira. Procedimento esse, comum em países como EUA, Alemanha, China, dentre outros que tem adotado esse processo já há algum tempo.

O objetivo consiste em estudar, pesquisar, desenvolver, projetar e construir um produto tecnologicamente viável, um gerador elétrico de 10kW de potência nominal que pode ser identificado como *Torus*. Motivar a continuação de pesquisas e agregar inovação a indústria eólica.

O desenvolvimento de um gerador elétrico abre inúmeros precedentes de pesquisa, em qualquer campo de estudo da engenharia elétrica. Sendo assim, em ordem de importância, será apresentado todo o processo percorrido, desde a proposta de projeto, eletromagnético, térmico e mecânico, a sua validação e testes até a presente data de defesa dessa publicação. Serão discutidos alguns dos processos estruturais e de montagem, no intuito de demonstrar suas limitações e características.

A montagem do gerador será realizada em uma turbina eólica cujo rotor possui 3,5 metros de raio. Em função do comprimento das pás da turbina, será construído um gerador com dois estágios, para que o diâmetro externo da máquina não atinja 10% do valor do diâmetro do rotor da turbina, garantindo também um bom equilíbrio de massas no topo da torre [Azzouzi et al., 2005b].

A apresentação desses novos materiais e métodos de construção tornou-se possível em função de um longo processo de pesquisa desenvolvido, que gerou como resultado algumas publicações realizadas pelo autor [Maia, 2009, Barbosa et al., 2009, Maia et al., 2010b,a, Sabioni et al., 2010, Maia et al., 2008, Barbosa et al., 2007, Faria et al., 2011, Maia et al., 2011a,b,c].

1.3 Metodologia

A metodologia empregada para o desenvolvimento desse trabalho é definida em:

- Introdução às topologias de máquinas e definição de qual topologia será adotada em função da necessidade do projeto, considerando algumas definições como, potência nominal, velocidade de operação, peso e outros;
- Desenvolvimento de uma rotina de cálculo computacional para o dimensionamento unidimensional de uma máquina elétrica axial a ímãs permanentes;
- Validação da metodologia através do auxílio de softwares de cálculo de campo através de elementos finitos;
- Desenvolver um método para otimizar a máquina elétrica através de algoritmos computacionais;
- Definir as características geométricas da máquina e projetar estruturalmente todas as peças da máquina;

- Reavaliar os impactos da geometria na modelagem inicial;
- Construção e montagem das peças do gerador;
- Bancada de testes e validação da metodologia e do método de cálculo utilizado para a montagem do gerador.

Seguindo os passos descritos será possível avaliar ao final do projeto todos as dificuldade e melhorias que devem ser empregadas para o projeto de uma máquina elétrica.

1.4 Organização Textual

A apresentação do protótipo do gerador elétrico a ser montado será apresentado detalhando a produção e construção, com o objetivo de elucidar ao leitor características que permitam a análise crítica do mesmo.

Esse trabalho será dividido em cinco capítulos, divididos entre “Introdução”, “Dimensionamento do Gerador Torus”, “Avaliação de Desempenho do Gerador Torus”, “Considerações sobre o projeto estrutural e a montagem do Gerador Torus” e “Considerações Finais”.

No capítulo 1, o cenário da energia eólica é apresentado, além da motivação envolvida na construção de um gerador eólico, seja pelo caráter comercial, tecnológico ou de pesquisa.

No segundo capítulo, será apresentado o dimensionamento do gerador, onde serão descritas as equações de calculo dimensional e suas interdependências, além da exemplificação dos graus de liberdade envolvidos em um projeto desse nível. Nesse contexto, ainda será dividido entre projetos eletromagnético, térmico e dimensional e sua inter-relação no método de calculo adotado.

Em “Avaliação de Desempenho do Gerador Torus”, será demonstrado o método de otimização aplicado, além de simulações das características do protótipo para avaliar o dimensionamento realizado no capítulo 2. O mesmo servirá de base para o caráter de validação posterior à construção.

O capítulo “Considerações sobre o projeto estrutural e a montagem do Gerador Torus”, irá discutir o projeto com desenhos e definição de materiais. Ao mesmo tempo será descrito o processo de montagem e suas dificuldades e impactos a resposta da máquina.

As “Considerações Finais” são apresentados discutindo-se e validando-se a metodologia aplicada no gerador através de testes monitorados em uma bancada de testes, a qual buscará validar todo o projeto desenvolvido no trabalho, além das expectativas para trabalhos futuros sobre o protótipo e para outras topologias de máquinas e a proposta de continuidade de trabalho.

Capítulo 2

Dimensionamento do Gerador Torus

A apresentação das devidas características de um gerador trifásico de fluxo axial a ímãs permanentes e sua demonstração como sendo uma melhor topologia para a aplicação discutida é um dos passos a serem seguidos para um bom projeto de uma máquina elétrica. Dentre esses fatores, é de suma importância focar nas características dimensionais, tais como, níveis de tensão e potência para conexão a rede, compatibilidade da estrutura com relação a volume e peso, dentre outros. Tais fatores são igualmente determinantes e limitam alguns parâmetros do projeto.

Só uma memória de cálculo bem estruturada não é suficiente para projetar uma máquina, pois o processo de cálculo é iterativo sendo que a solução é obtida em função da convergência de variáveis. A função de dimensionamento envolve uma infinidade de graus de liberdade, sendo essa função preenchida por vários máximos e mínimos em N graus de liberdade. Essa liberdade e interdependência é fruto da modelagem matemática, a qual é construída por acoplamentos eletromagnéticos, térmicos e estruturais. A otimização através de algoritmos computacionais de cálculo torna-se quase que obrigatória para um melhor projeto de máquina.

O processo simplificado de dimensionamento estacionário da máquina é apresentado na Figura 2.1.

O descritivo do projeto é dividido em projeto eletromagnético, térmico e estrutural, sendo que o projeto térmico está intimamente ligado ao projeto eletromagnético. O foco do projeto é a engenharia elétrica, dessa forma o projeto mecânico foi desenvolvido posteriormente. Esse procedimento dificultou a obtenção de um projeto otimizado em função das variáveis mecânicas dependerem das variáveis elétricas e a elétrica da mecânica.

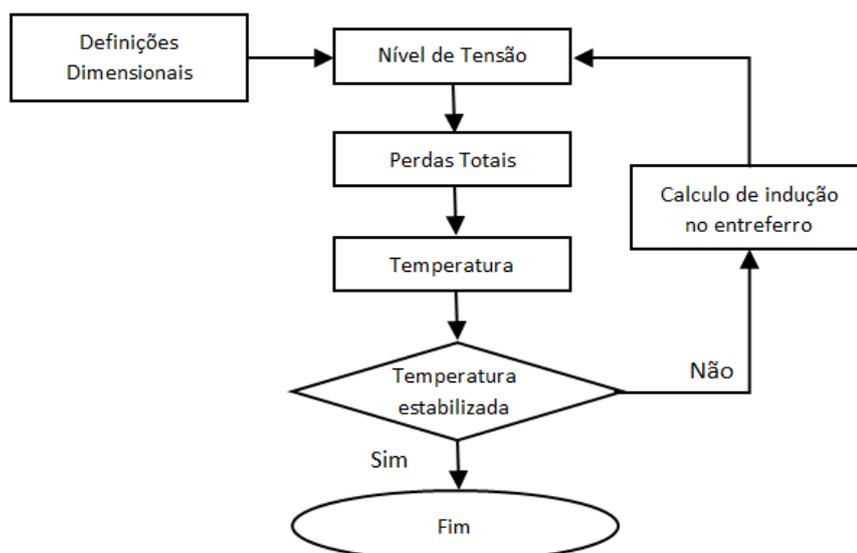


Figura 2.1: Diagrama guia simplificado para projeto de uma máquina elétrica

2.1 Projeto Eletromagnético

O projeto do gerador elétrico trifásico foi desenvolvido utilizando equações analíticas de dimensionamento baseadas em modelos unidimensionais, ao qual muitos trabalhos foram desenvolvidos [Aydin, 2004, Gieras et al., 2008, Libert and Souillard, 2004, Parviainen, 2005]. Vários dos equacionamentos também apresentados foram deduzidos para a geometria da máquina apresentada.

Para assegurar a modelagem analítica, um estudo através do cálculo de elementos finitos foi montado onde se demonstrou a compatibilidade dos métodos.

A vantagem de utilizar equações analíticas é justificado pelo elevado ganho computacional, visto que sua solução é realizada com mais rapidez, em oposição ao método baseado em elementos finitos. Esse ganho computacional, possibilita a implantação de rotinas de otimização que tendem a percorrer a função em busca das características ótimas.

2.1.1 Equações de dimensionamento do Gerador Torus

O primeiro passo é o projeto e produção de uma turbina eólica de baixa potência de 10 kW. Essa turbina atuará na geração de energia elétrica e sua integração direta com a rede elétrica. Em função disso, seu funcionamento terá completa liberdade de regulação de potência, o que não ocorre em operações off-grid, além da liberdade de consumo e geração de reativo. Devido ao acoplamento direto ao rotor da turbina eólica e limitações estruturais, determinou-se que turbina terá como velocidade de partida ventos iguais a 3,5 m/s e máximos de 18 m/s. Seu acionamento nominal ocorrerá a 10,5 m/s e sua característica de potência é

apresentada na Figura 2.2.

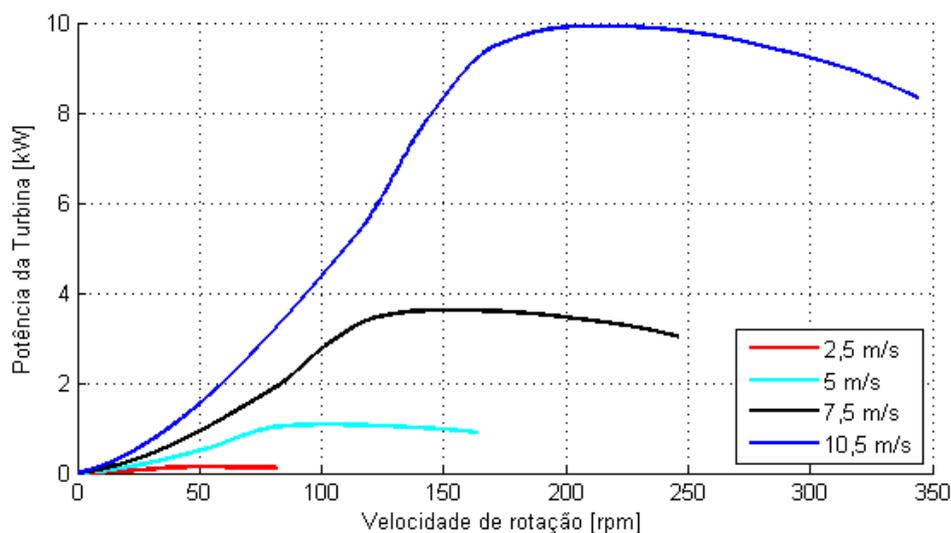


Figura 2.2: Estimativa da curva de potência gerada pela turbina eólica para diferentes velocidades de vento

Devido a necessidade da diminuição do diâmetro externo total do gerador para que não cause sombreamento as pás da turbina, e ao mesmo tempo, garanta o espaçamento necessário para que a torre e as pás não colidam, optou-se por desenvolver um gerador com dois estágios, o qual permitiu uma distribuição de massa na direção do eixo.

Uma característica favorável e única dessa máquina, foi a adoção de uma carcaça girante, o que garante uma melhor distribuição de carga entre o rotor eólico e a máquina elétrica, não concentrando todo o esforço estrutural em apenas um eixo.

O gerador *Torus* de dois estágios consiste de dois estatores e três rotores. O caminho do fluxo magnético para o primeiro rotor, se fecha pelo caminho entre primeiro rotor, gap de ar, primeiro estator, gap de ar e primeiro rotor. O rotor central se caracteriza pelo fluxo magnético atravessar sua estrutura apenas axialmente, tendo seu caminho de fluxo fechado por rotor central, gap, segundo estator, gap, rotor central, gap, primeiro estator, gap e rotor central. É perceptível que a alocação de dois estágios implica na necessidade de inverter a polaridade dos ímãs para o segundo estágio, o que agrega uma característica única a essa topologia.

Para o projeto específico do rotor, o acionamento terá como rotação nominal 215 rpm, e dessa forma, estabeleceu-se um elevado número de polos equivalente a 16, obtendo-se uma frequência elétrica de 28,6 Hz. Sendo calculada através da Eq. (2.1), sendo p o número de par de polos e n_s o valor da rotação nominal da turbina [rpm].

$$f_{Hz} = \frac{n_s}{60}p \quad (2.1)$$

Para o número de polos considerado e sendo a máquina trifásica, o número de bobinas da máquina por estágio é dada pela Eq. (2.2), sendo m_1 igual ao número de fases e o número de bobinas por estágio por fase pela Eq. (2.3).

$$n_{bob} = 2p.m_1 \quad (2.2)$$

$$n_c = \frac{n_{bob}}{m_1} \quad (2.3)$$

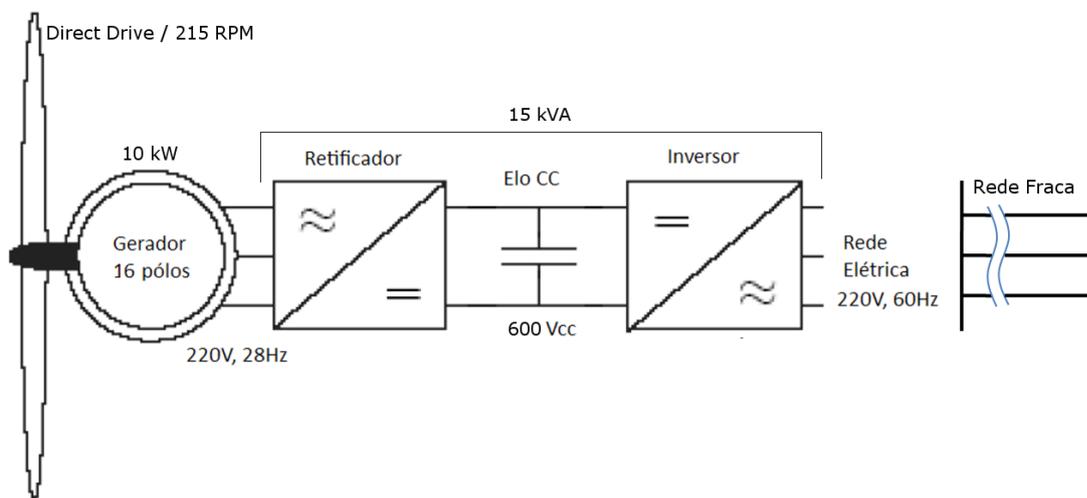


Figura 2.3: Sistema simplificado do sistema de geração eólica

Determinada a frequência de operação, é de suma importância identificar a compatibilidade entre o dispositivo gerador e a rede. A conexão será realizada através de um inversor de frequência de 15 kVA , garantindo uma sobrecarga de 50%. É importante destacar que o projeto do gerador envolve diretamente a compatibilidade entre o gerador – conversor – rede, como apresentado na Figura 2.3.

O procedimento inicial para o cálculo de projeto e posterior análise do gerador, se baseia na utilização de uma variável elétrica auxiliar de carregamento definida como A_m [Gieras et al., 2008], densidade linear de corrente. Essa variável tem por objetivo associar o valor de pico de corrente em todos os condutores nas três fases e o valor de comprimento médio do entreferro do gerador, como apresentado na Eq. (2.4).

$$A_m = \frac{2\sqrt{2}m_1N_fI_{nom}}{\pi\left(\frac{D_{out}+D_{in}}{2}\right)} = \frac{4\sqrt{2}m_1N_fI_{nom}}{\pi(D_{out} + D_{in})} \quad (2.4)$$

Podendo ser definidos:

m_1	Número de fases
N_f	Número de espiras em série por fase
I_{nom}	Corrente nominal em valor eficaz
D_{out}	Diâmetro externo
D_{in}	Diâmetro interno

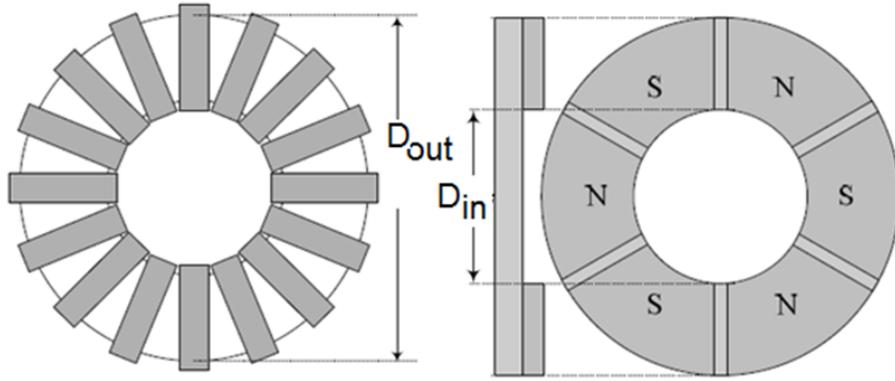


Figura 2.4: Desenho dos diâmetros interno e externo

O diâmetro externo e interno do gerador são definidos pelas variáveis apresentadas, e através das formulações é possível concluir que a definição das dimensões implica diretamente na dinâmica do gerador, alterando a potência e torque gerado, além de eficiência. Tal situação pode ser facilmente exemplificada pela Eq. (2.5), onde a tensão induzida em uma bobina depende da variação de fluxo ($d\varphi/dt$) no tempo.

$$V_{bob} = N_f \frac{d\varphi}{dt} \quad (2.5)$$

A variação de fluxo gerado pelos ímãs permanentes em cima do condutor devido à rotação da máquina apresenta mais ou menos linhas de fluxo dependendo da largura do condutor, o que é determinado pelos diâmetros internos e externos, como pode ser observado na Figura 2.4.

Em contrapartida, o equacionamento magnético envolve apenas o valor de pico da densidade de fluxo magnético, B_{mg} , o qual tem sua relação com o valor de pico de fluxo magnético representado pela Eq. (2.6).

$$B_{mg} = \frac{1}{\alpha_i} \frac{\phi_{f1}}{A_p} = \frac{1}{\alpha_i} \frac{\phi_{f1}}{\pi \left(\frac{D_{out}^2 + D_{in}^2}{8p} \right)} \quad (2.6)$$

onde:

ϕ_{f1}	Fluxo magnético, valor de pico da grandeza fundamental
α_i	Relação entre valor de pico e valor médio de densidade de fluxo
A_p	Área polar

A fim de se obter uma boa estimativa da relação entre valor de pico e valor médio da onda de densidade de fluxo magnético, fez-se necessária a simulação da forma de onda da máquina através do software *FEMM* [Meeker, 2006]. Essa estimativa também pode ser feita analiticamente como apresentado por [Parviainen, 2005].

Comparativamente, ambos os métodos demonstram boa resposta a forma de onda gerada pelos ímãs permanentes, o que validou o método analítico que será apresentado posteriormente.

As grandezas apresentadas A_m e B_{mg} se relacionam pela potência ativa do gerador através da tensão e corrente nominal. A força eletromotriz induzida é apresentada pela Eq. (2.7).

$$E_f = \frac{1}{\sqrt{2}} N_f k_{w1} 2\pi f \phi_{f1} = \alpha_i \sqrt{2} \pi^2 N_f k_{w1} n_s B_{mg} \left(\frac{D_{out}^2 - D_{in}^2}{480} \right) \quad (2.7)$$

onde:

k_{w1} Fator de enrolamento na frequência fundamental

Definida as grandezas elétricas e magnéticas é possível correlacionar todas essas em função da potência nominal como apresentado pelas Eq. (2.8) e Eq. (2.9).

$$\begin{aligned} P_{nom} &= m_1 V_{nom_f} I_{nom} \cos(\theta_{nom}) \\ &= m_1 \frac{E_f}{\epsilon_f} I_{nom} \cos(\theta) \end{aligned} \quad (2.8)$$

Onde:

V_{nom_f} Valor fase neutro da tensão nominal

E_f Força eletromotriz induzida em valor eficaz, fase-neutro

ϵ_f Valor relativo da força eletromotriz em termos da tensão nominal da máquina

$$\begin{aligned} P_{nom} &= m_1 \frac{\alpha_i \sqrt{2} \pi^2 N_f k_{w1} n_s B_{mg} \left(\frac{D_{out}^2 - D_{in}^2}{480} \right)}{\epsilon_f} \frac{A_m \pi (D_{out} + D_{in})}{4\sqrt{2} m_1 N_f} \cos(\theta_{nom}) \\ &= \frac{\alpha_i \pi^3 k_{w1} \frac{n_s}{60} B_{mg} A_m (D_{out}^2 - D_{in}^2) (D_{out} + D_{in})}{32 \epsilon_f} \cos(\theta_{nom}) \end{aligned} \quad (2.9)$$

Como o valor da potência nominal é conhecido, é possível determinar um valor para o diâmetro externo que seja dependente das variáveis apresentadas. Dessa forma, substituindo o diâmetro interno pela relação de diâmetros, k_d , obtêm-se pela Eq. (2.10) o diâmetro externo.

$$D_{out} = \sqrt[3]{\frac{32\epsilon_f P_{nom}}{\alpha_i \pi^3 k_{w1} \frac{n_s}{60} B_{mg} A_m \cos(\theta_{nom}) (1 - k_d^2) (1 + k_d)}} \quad (2.10)$$

onde:

$$k_d = \frac{D_{in}}{D_{out}} \text{ Razão de diâmetros}$$

O valor do diâmetro externo pode ser calculado com base em valores típicos de A_m , B_{mg} e k_d . A seguir, todos os demais parâmetros podem ser calculados, sendo que ao fim de todos os cálculos, o processo se reinicia até que os valores inicialmente estimados convirjam para valores reais.

O segundo parâmetro que pode ser obtido através do diâmetro externo é o diâmetro interno, de acordo com a Eq. (2.11).

$$D_{in} = k_d D_{out} \quad (2.11)$$

Analogamente, a variação de k_d interfere no desempenho da máquina, contudo, não é a única variável que comanda o desempenho da máquina como pode ser observado pelas Figura 2.5 e Figura 2.6.

Apesar da eficiência da máquina variar com a razão de diâmetros, o fato de alterar a densidade de fluxo também altera a sua eficiência e o que inviabiliza a avaliação de apenas uma variável ao sistema.

Obtidas as principais dimensões da máquina, o pico de fluxo no entreferro pode ser calculado, e o número de espiras em série por fase pode ser estimado em função do carregamento elétrico ou do carregamento magnético:

$$\phi_{f1} = \alpha_i B_{mg} \pi \left(\frac{D_{out}^2 - D_{in}^2}{8p} \right) \quad (2.12)$$

$$N_f = \frac{\epsilon_f V_{nom_f}}{\sqrt{2} \pi k_{w1} f \phi_{f1}} = \frac{A_m \pi (D_{out} + D_{in})}{4\sqrt{2} m_1 I_{nom}} \quad (2.13)$$

Considerando que o estator é laminado, e seu fator de empilhamento das lâminas de K_e , o diâmetro total da máquina pode ser calculado por:

$$D_{tot} = 2W_{Cu} + D_{in} + 2e_{car} + \frac{D_{out} - D_{in}}{K_e} \quad (2.14)$$

Onde e_{car} é o espaçamento entre cabeça de bobina e carcaça mais o gap de ar superior, e a largura da cabeça de bobina, W_{Cu} . A estimativa dimensional

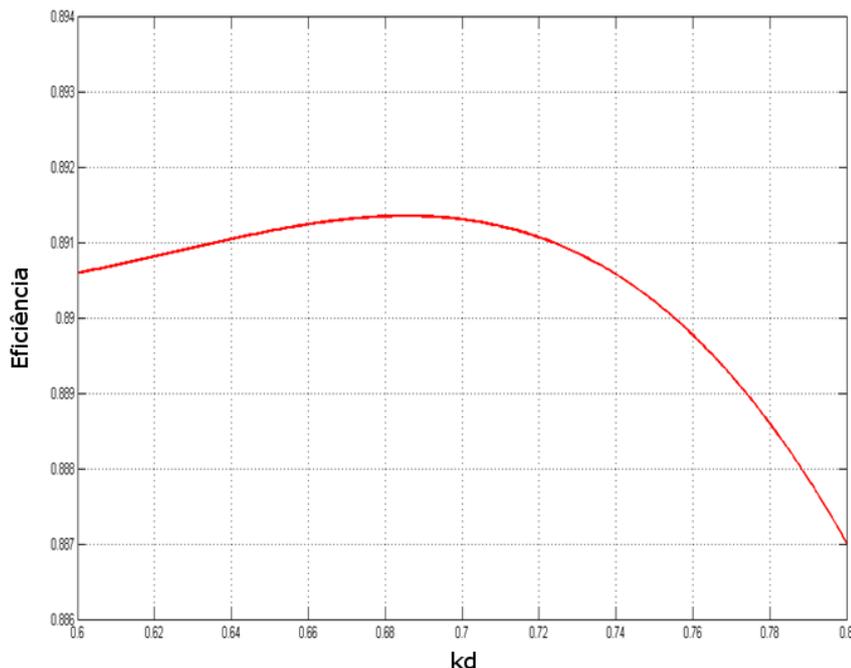


Figura 2.5: Gráfico de eficiência em função da razão de diâmetros

de W_{Cu} [Aydin, 2004] pode ser tratada de diferentes formas, pois todas consideram a mesma relação geométrica de empilhamento de condutores, restringido sempre ao espaço no diâmetro interno da máquina. O cálculo para esse projeto, considera que toda seção entre o diâmetro interno mínimo e o limite inferior da bobina é ocupado uniformemente pelas bobinas de todas as fases, em um aproveitamento de espaço apenas relacionado pelo fator de preenchimento de condutores circulares na bobina k_{Cu} . Assim, o valor da altura de cabeça de bobina, dimensionado para o pior caso de diâmetro mínimo vale:

$$W_{Cu} = \frac{D_{in} - \sqrt{D_{in}^2 - \frac{A_m D_g}{\sqrt{2} k_{Cu} J_a}}}{2} \quad (2.15)$$

onde:

$$D_g = \frac{(D_{out} + D_{in})}{2} \quad \text{Diâmetro médio}$$

$$J_a \quad \text{Densidade superficial de corrente}$$

Considerando o fator de empilhamento das lâminas de material ferromagnético do núcleo de estator, a área polar fica expressa por:

$$A_p = \pi \frac{\left(\frac{D_{out} - D_{in}}{K_e} + D_{in} \right)^2 - D_{in}^2}{4p} \quad (2.16)$$

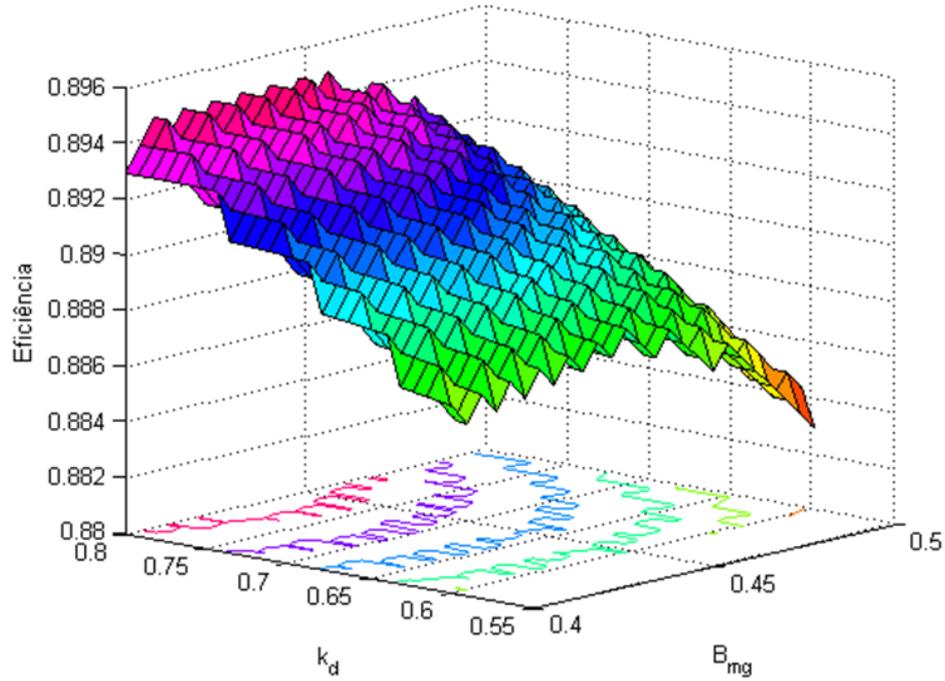


Figura 2.6: Gráfico de eficiência em função da razão de diâmetros e a densidade média de fluxo

Considerando que os ímãs adjacentes do rotor devem ser espaçados de tal forma que a distância entre eles seja maior que a soma do comprimento do entreferro g , com a largura da cabeça de bobina W_{Cu} , estima-se a distância entre ímãs por:

$$d_{PM} = k_{PM} (g + W_{Cu}) \quad (2.17)$$

O objetivo dessa estimativa é obter uma redução no valor da dispersão do fluxo, o que acaba por aumentar o valor da densidade de fluxo, e a potência da máquina.

O multiplicador k_{PM} deve ser avaliado no projeto, considerando como fator de dispersão de fluxo entre ímãs e, por consequência, a minimização da espessura do ímã. A modelagem desse fator é discutida mais adiante através de uma metodologia computacional unidimensional.

Com a distância entre ímãs definida, podem-se estimar a altura do ímã permanente, L_{PM} , e o tamanho máximo, $W_{PM_{max}}$, e mínimo de cabeça de bobinas, $W_{PM_{min}}$:

$$W_{Cu_{max}} = \pi \frac{\left(\frac{D_{out} - D_{in}}{K_e} + D_{in} \right)}{2p} - d_{PM} \quad (2.18)$$

$$W_{Cu_{min}} = \pi \frac{D_{in}}{2p} - d_{PM} \quad (2.19)$$

$$L_{PM} = \frac{D_{out} - D_{in}}{2K_e} \quad (2.20)$$

A área do ímã permanente pode ser calculada por:

$$A_{pm} = A_p - \left(\frac{D_{out} - D_{in}}{2K_e} \right) d_{PM} \quad (2.21)$$

Uma abordagem simplificada relacionando as grandezas de indução na superfície do ímã, B_u , e a indução magnética no entreferro, a qual é relacionada por um fator de dispersão, K_{disp} , dependente da geometria da máquina, uma fração da relação entre área do ímã e área polar.

$$B_u = B_{mg} \frac{A_p}{A_{pm} K_{disp}} \quad (2.22)$$

Uma modelagem mais completa e detalhada será discutida nesse trabalho, mas será considerada como referência a Eq. (2.22), para que sirva de base na compreensão do dimensionamento magnético.

Definida esta grandeza, as larguras dos núcleos de estator, L_{cs} , e rotores, L_{cr} , além da espessura dos ímãs, e_{PM} , podem finalmente obtidas por [Leonardi and Lipo, 1999]:

$$L_{cs} = B_{mg} \frac{\pi D_{out} (1 + k_d)}{4p B_{cs}} \quad (2.23)$$

$$L_{cr} = B_u \frac{\pi D_{out} (1 + k_d)}{8p B_{cr}} \quad (2.24)$$

$$e_{pm} = \mu_{rPM} B_{mg} \frac{(g + W_{Cu})}{B_{rPM} - \frac{B_{mg}}{K_{disp}}} \quad (2.25)$$

Pelo fato das linhas de fluxo no rotor central percorrerem um caminho magnético perpendicular a sua face, até o próximo ímã, e o fato dessas linhas de fluxo estarem atravessando um material ferromagnético, é permitido considerar que todo o fluxo atravessa o material sendo desprezível a parcela de dispersão. Dessa forma, do ponto de vista eletromagnético, não existe restrição de espessura mínima para o rotor central. Por definição, foi considerado que a largura do rotor central teria a metade do valor da largura dos rotores externos, logo:

$$L_{cre} = L_{cr} \quad (2.26)$$

$$L_{cri} = \frac{L_{cr}}{2} \quad (2.27)$$

onde:

μ_{rPM} $\mu_{rPM} = \frac{\mu_{PM}}{\mu_0}$ Permeabilidade relativa dos ímãs permanentes

μ_0 $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m Permeabilidade magnética do ar

B_{cs} B_{cr} Densidade de fluxo magnético nos núcleos estator e rotor respectivamente

B_{rPM} Remanente do ímã permanente

Logo, é possível definir as dimensões gerais da máquina como sendo:

$$L_s = L_{cs} + 2W_{Cu} \quad (2.28)$$

$$L_{re} = L_{cre} + e_{PM} \quad (2.29)$$

$$L_{rc} = L_{cri} + 2e_{PM} \quad (2.30)$$

$$L_{total} = 2L_s + 2L_{re} + L_{ri} + 4g \quad (2.31)$$

onde:

L_s Comprimento individual total por estator

L_{re} Comprimento individual total por disco de rotor externo

L_{rc} Comprimento total do disco de rotor interno mais ímãs permanentes

L_{total} Comprimento total da máquina

A Tabela 2.1 apresenta os valores para os principais parâmetros e grandezas de dimensionamento da máquina de fluxo axial, baseados na literatura. Cada valor depende dos materiais adotados, e das geometrias determinadas, contudo os valores permitem nortear o princípio do processo de dimensionamento que será adotado.

2.1.2 Cálculo das perdas no gerador

Como em qualquer máquina elétrica, a grande parcela de perdas é proveniente das perdas joulicas nos condutores de cobre dos enrolamentos de estator. As demais

Tabela 2.1: Faixa de variação de parâmetros típicos de projeto de máquinas de fluxo axial [Parviainen, 2005, Libert, 2004, Gieras et al., 2008, Lipo, 1996]

Parâmetros	Valores Típicos
J_a	$3 \times 10^6 \longleftrightarrow 9 \times 10^6 A/m^2$
A_m	$8 \times 10^3 \longleftrightarrow 62 \times 10^3 A/m$
B_{mg}	$0,30 \longleftrightarrow 0,80 T$
B_{cs}	$1,60 \longleftrightarrow 1,80 T$
B_{cr}	$1,40 \longleftrightarrow 1,60 T$
k_d	$0,40 \longleftrightarrow 0,80$
k_{Cu}	$0,41$
K_{disp}	$0,80 \longleftrightarrow 0,95$
μ_{rPM}	$1,0 \longleftrightarrow 1,2$

contribuições, como as perdas no material ferromagnético de estator através de histerese magnética e corrente de Foucault, além das perdas mecânicas por atrito e ventilação, podem ser otimizadas e reduzidas para que a máquina tenha um elevado valor em eficiência. A vantagem da adoção da topologia *Torus*, se deve a inexistência de ranhuras, não gerando variação de fluxo e perdas magnéticas desprezíveis no rotor e ímã.

2.1.2.1 Perdas no cobre do enrolamento de estator

As perdas por efeito Joule no enrolamento de estator podem ser calculadas a partir da estimativa da resistência elétrica por fase em corrente contínua, considerando frequências abaixo de 60 Hz.

$$R_{scc} = R_{sca} = \frac{L_{cond}}{m_1 \sigma_{Cu} (a_p a_w)^2 s_a} \quad (2.32)$$

sendo:

$$L_{cond} \quad L_{cond} = 2N_f n_{bob} \left(2L_{cs} + \frac{D_{out} - D_{in}}{K_e} + 4W_{Cu} \right) \quad \text{Comprimento total do condutor}$$

$$\sigma_{Cu} \quad \sigma_{Cu} = 47106 S/m \quad \text{Condutividade elétrica do cobre a } 80^\circ\text{C}$$

$$a_p \quad \text{Número de bobinas em paralelo por fase}$$

$$a_w \quad \text{Número de condutores em paralelo}$$

$$s_a \quad \text{Seção circular do condutor}$$

Quando o enrolamento é construído, a primeira espira possui comprimento diferenciado da última espira, pelo fato das mesmas estarem sobrepostas, sendo assim, o valor médio foi utilizado para estimativa do comprimento do condutor.

A seção do condutor é aproximada pela bitola necessária para passar a corrente nominal, considerando a densidade superficial de corrente de projeto e adaptada para os valores de seção normalizada circular de condutores de cobre esmaltados AWG.

$$\begin{aligned} s_{cond} &= \frac{I_{nom}}{a_p a_w J_a} \\ s_a &\geq s_{cond} \end{aligned} \quad (2.33)$$

Logo a potência dissipada no enrolamento de estator pode ser expressa por:

$$P_{Cu} = m_1 R_{sca} I_{nom}^2 \quad (2.34)$$

2.1.2.2 Perdas no núcleo de estator

A presença de material ferromagnético no núcleo de uma máquina elétrica é responsável por reduzir o fluxo de dispersão, ao mesmo tempo em que contribui com perdas magnéticas. As perdas no núcleo de estator em máquinas elétricas, compõem a segunda mais importante parcela de perdas e demonstram grandes desafios de otimização, contudo a estimativa de seu valor não constitui tarefa trivial [Deng, 2002]. Em uma abordagem indireta, na qual estima-se as perdas específicas do núcleo, as perdas no ferro do estator podem ser obtidas.

Em projetos tradicionais de máquinas síncronas a ímãs permanentes, as perdas no núcleo são consideradas oriundas da variação do campo magnético devido a movimentação dos ímãs com a face de polos invertidas cruzando a peça de estator. Essa onda de densidade de fluxo magnético possui uma forma espacial, o que é composta de vários componentes harmônicos, os quais aparecem em função da forma geométrica dos ímãs permanentes, a qual se aproxima de um formato de um quadrado, como é apresentado na Figura 2.7.

As perdas no núcleo [Gieras et al., 2008, Parviainen, 2005] podem ser normalmente representadas pelas parcelas de perdas por histerese magnética e por corrente de *Foucault*.

$$P_{Fe} = k_{ad} (P_h + P_f) \quad (2.35)$$

O parâmetro k_{ad} da Eq. (2.35), pode ser avaliado como um fator de correção nas modelagens analíticas, devido a discrepância nas modelagens apresentadas pela Eq. (2.36) e Eq. (2.39) com os resultados experimentais. Alguns autores trabalham com esse valor igual à $k_{ad} = 2$, o que será validado com resultados experimentais [Dubois et al., 2006].

Como apresentado, os enrolamentos de estator são percorridos por cor-

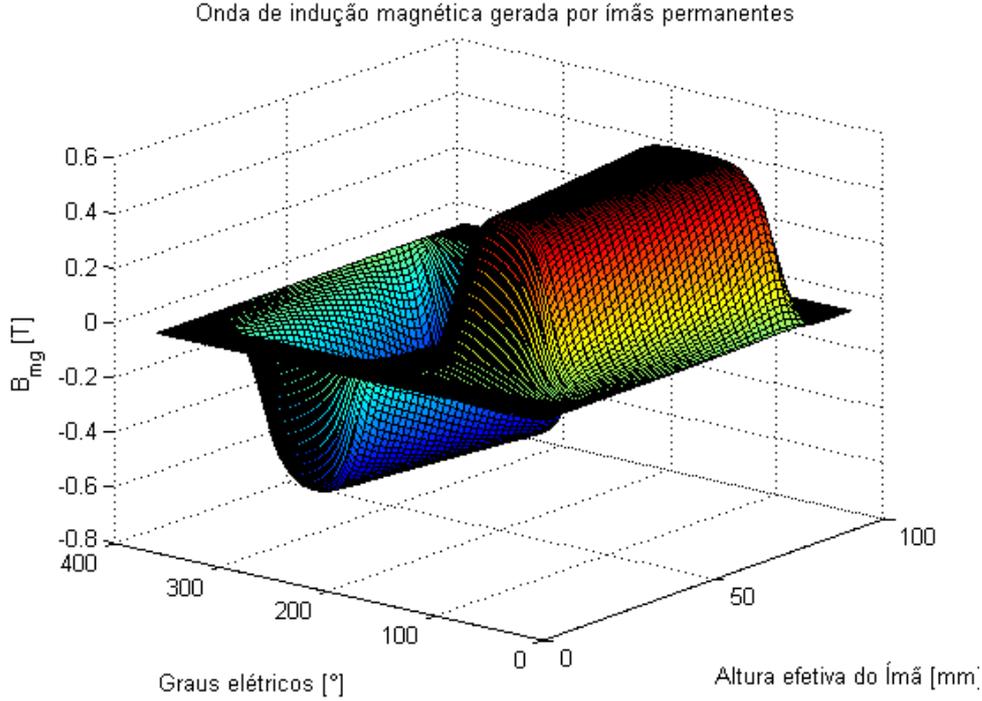


Figura 2.7: Resultado da simulação utilizando método de elementos finitos para estimar a densidade de fluxo gerada pelo ímã permanente medida no entreferro da máquina

rentes com conteúdos harmônicos de alta frequência em função dos harmônicos espaciais, pouco filtrados pela baixa indutância, o que é característica das máquinas a ímãs permanentes. Além disto, as tensões de alimentação possuem padrão *PWM* proveniente do inversor de frequência o que também gera harmônicos temporais, as quais são vistas pelo fluxo de estator. Dessa forma, essa contribuição deve ser avaliada.

$$P_f = \frac{\pi^2}{6} \frac{\sigma_{Fe}}{\rho_{Fe}} f^2 d_{Fe}^2 m_{Fe} (B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2) \eta_d^2 \quad (2.36)$$

$$\eta_d = \sqrt{1 + \frac{(3B_{mx3})^2 + (3B_{mz3})^2}{B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2} + \frac{(5B_{mx5})^2 + (5B_{mz5})^2}{B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2} + \dots} \quad (2.37)$$

onde:

ρ_{Fe}	Densidade específica do material ferromagnético do núcleo do estator
σ_{Fe}	Condutividade elétrica do material ferromagnético
d_{Fe}	Espessura da lâmina ferromagnética do núcleo de estator
m_{Fe}	Massa do material ferromagnético do núcleo de estator

B_{mx1}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético fundamental na direção tangencial
B_{mz1}	Valor de pico da densidade de fluxo magnético fundamental na direção normal
η_d	Coefficiente de distorção de densidade de fluxo, que contabiliza o efeito dos harmônicos de distribuição espacial

A massa do material ferromagnético do estator pode ser expressa por:

$$m_{Fe} = \pi \rho_{Fe} \frac{(D_{out}^2 - D_{in}^2)}{4} L_{cs} \quad (2.38)$$

De maneira similar, as perdas por histerese podem ser expressas por:

$$P_h = \varepsilon \frac{f}{100} m_{Fe} (B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2) \eta_d^2 \quad (2.39)$$

onde

ε Coeficiente de laminações anisotrópicas.

2.1.2.3 Perdas rotacionais mecânicas

As perdas rotacionais ou mecânicas, P_{rot} são devidas aos atritos em mancais P_{fr} e perdas por ventilação natural P_{wind} , e forçada P_{vent} , dessa forma:

$$P_{rot} = P_{fr} + P_{wind} + P_{vent} \quad (2.40)$$

A modelagem de perdas mecânicas é empírica, pois é particular da geometria do gerador, do material utilizado e do sistema de distribuição de cargas. As perdas por atrito nos mancais de pequenas máquinas pode ser estimado por [Gieras et al., 2008]:

$$P_{fr} = 3,6 k_{fb} m_r n_s \quad (2.41)$$

onde:

k_{fb}	Constante de cálculo para perdas por atrito na faixa entre 1 a $3m^2/s^2$
m_r	$m_r = 2m_{disco} + m_{PM} + m_{carc}$ Massa dos rotores mais partes girantes

A estimativa dos valores de massa podem ser dados por:

$$m_{disco} = \rho_{aco} \pi \left(\frac{D_{out}^2 - D_{in}^2}{4} \right) L_{cr} \quad (2.42)$$

$$m_{pm} = 8\rho\rho_{pm}pA_{pm}e_{pm} \quad (2.43)$$

$$m_{carc} = \pi\rho_{aco}D_{tot}L_{carc} \quad (2.44)$$

onde:

ρ_{aco}	Densidade específica do aço
ρ_{pm}	Densidade específica do ímã permanente
L_{carc}	Espessura da carcaça, a ser determinada pelo projeto estrutural
m_{pm}	Massa dos ímãs permanentes
m_{carc}	Massa da carcaça

As perdas por ventilação natural para os discos de rotor podem ser calculadas por:

$$P_{wind} = 0,5c_f\rho_{ar}(2\pi n_s)^3 \left[\left(\frac{D_{out}}{2} \right)^5 - \left(\frac{D_{eixo}}{2} \right)^5 \right] \quad (2.45)$$

O número de Reynolds¹ para um disco rotativo com diâmetro externo D_{out} , vale:

$$Re = 2\pi \frac{\rho_{ar}n_s}{\mu_{ar}} \left(\frac{D_{out}}{2} \right)^2 \quad (2.46)$$

onde:

ρ_{ar}	$\rho_{ar} = 1,2 \text{ kg/m}^3$ Densidade específica do ar
μ_{ar}	$\mu_{ar} = 1,8 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$ Viscosidade dinâmica do ar
D_{eixo}	$D_{eixo} = 0,0214 \sqrt[3]{\frac{P_{nom}}{n_s}}$ Diâmetro do eixo

O coeficiente de arrasto para fluxo de ar turbulento, deslocado pelo movimento do rotor, pode ser calculado por:

$$c_f = \frac{3,38}{\sqrt{Re}} \quad (2.47)$$

Nas máquinas de fluxo axial na faixa de potência deste projeto, é comum desconsiderar a ventilação forçada, dessa forma, foi desprezada tal possibilidade, fazendo que com as perdas por ventilação forçada sejam zero.

¹O número Reynolds [Re] é um número adimensional usado em mecânica dos fluidos para o cálculo do regime de escoamento de fluidos em uma determinada superfície.

Por fim, as perdas totais da máquina e a eficiência do gerador, η_g , podem ser determinadas por:

$$P_{totais} = P_{rot} + P_{Fe} + P_{Cu} \quad (2.48)$$

Logo, a eficiência total pode ser dada por:

$$\eta_g = \frac{P_{nom}}{P_{nom} + P_{totais}} \quad (2.49)$$

2.1.3 Cálculo das reatâncias e características do sistema de geração

Previamente à montagem do gerador, muitas simulações foram realizadas a partir de um modelo matemático de máquina, necessitando assim de uma boa estimativa dos valores das indutâncias síncronas e de dispersão da máquina.

As indutâncias de eixo direto (caminhos de fluxo de reação de armadura que cruzam os ímãs) e de eixo em quadratura (caminhos de fluxo de reação de armadura que passam na região interpolar) podem ser determinadas em função das características construtivas, e seu número de estágios n_{est} [Aydin, 2004, Gieras et al., 2008, Libert, 2004, Parviainen, 2005]:

$$L_{md} = n_{est} \times \frac{m_1 \mu_0}{4\pi g_d} \left(\frac{N_f k_{w1}}{p} \right)^2 \left[\left(\frac{D_{out}}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_{in}}{2} \right)^2 \right] \quad (2.50)$$

$$L_{mq} = n_{est} \times \frac{m_1 \mu_0}{4\pi g_q} \left(\frac{N_f k_{w1}}{p} \right)^2 \left[\left(\frac{D_{out}}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_{in}}{2} \right)^2 \right] \quad (2.51)$$

onde:

L_{md} Indutância de magnetização de eixo direto

L_{mq} Indutância de magnetização de eixo de quadratura

L_d $L_d = L_l + L_{md}$ Indutância síncrona de eixo direto

L_q $L_q = L_l + L_{mq}$ Indutância síncrona de eixo de quadratura

L_l Indutância de dispersão

g_d $g_d = 2 \left(g + W_{Cu} + \frac{e_{PM}}{\mu_{rPM}} \right)$ Entreferro efetivo em eixo direto

g_q $g_q = 2 \left(g + W_{Cu} + e_{PM} \right)$ Entreferro efetivo em eixo em quadratura

A indutância de dispersão pode ser estimada considerando os seguintes caminhos de dispersão:

- Permeância de dispersão de cabeça de bobina
- Permeância de dispersão diferencial

Considerando os modelos existentes para estimar a indutância de dispersão [Gieras et al., 2008, Parviainen, 2005] pela seguinte expressão:

$$L_l = \frac{2N_f^2 \mu_0 (D_{out} - D_{in})}{p} \frac{1}{2K_e} \left[\frac{L_{cs} + W_{Cu}}{\frac{(D_{out} - D_{in})}{2K_e}} \left(0,34 \left(1 - \frac{2}{\pi} \frac{W_{Cu}}{L_{cs} + W_{Cu}} \right) \right) + \frac{m_1 \tau_p k_w^2 \tau_D}{g_d \pi^2} \right] \quad (2.52)$$

sendo:

$$\tau_D \quad \tau_D = 0,0966 \text{ Fator de dispersão diferencial para enrolamento toroidal vale } 0,0966'$$

$$\tau_p \quad \tau_p = \frac{\pi(D_{out} - D_{in})}{4p} \text{ Passo polar no diâmetro médio}$$

Com os parâmetros elétricos definidos, um modelo em regime permanente pode ser construído para avaliar o desempenho do gerador elétrico em toda faixa de variação de velocidade, entre a velocidade de vento de partida V_{cut-in} até a velocidade máxima do rotor eólico $V_{cut-out}$.

As relações de regime permanente podem ser expressas pelas seguintes expressões [Pinheiro, 2004]:

$$V_d = -R_{sca} I_d + 2\pi f L_q I_q \quad (2.53)$$

$$V_q = -R_{sca} I_q - 2\pi f L_d I_d + E_f \quad (2.54)$$

$$P_t = P_g + P'_{totais} \quad (2.55)$$

sendo:

$$P_t \quad P_t = kn_s^3 \text{ Potência máxima fornecida pela turbina eólica a um coeficiente de potência constante, } C_{pmax}$$

$$P'_{totais} \quad P'_{totais} = \frac{m_1 R_{sca}}{2} (I_d^2 + I_q^2) + P_{Fe} + P_{rot} \text{ Perdas de potência do gerador a carregamento variável e rotação variável}$$

$$P_g \quad P_g = \frac{m_1}{2} (V_d I_d + V_q I_q) \text{ Potência ativa gerada}$$

$$Q_g \quad Q_g = \frac{m_1}{2} (V_d I_q - V_q I_d) \text{ Potência reativa gerada}$$

$$V_d \ V_q \quad \text{Tensão de eixo direto e de eixo de quadratura, respectivamente}$$

I_d I_q Corrente de eixo direto e de eixo de quadratura, respectivamente

A resolução desse sistema apresenta as figuras de mérito para o projeto do gerador e são apresentadas nas Figura 2.8 e Figura 2.9. Essa solução considera que a turbina está operando com o seu fator de capacidade no máximo durante todo o tempo, sendo assim, a relação de velocidades é sempre constantes. Vale salientar também que a operação de uma turbina eólica limita a potência nominal quando $V_{vento} > V_{vento_{nom}}$.

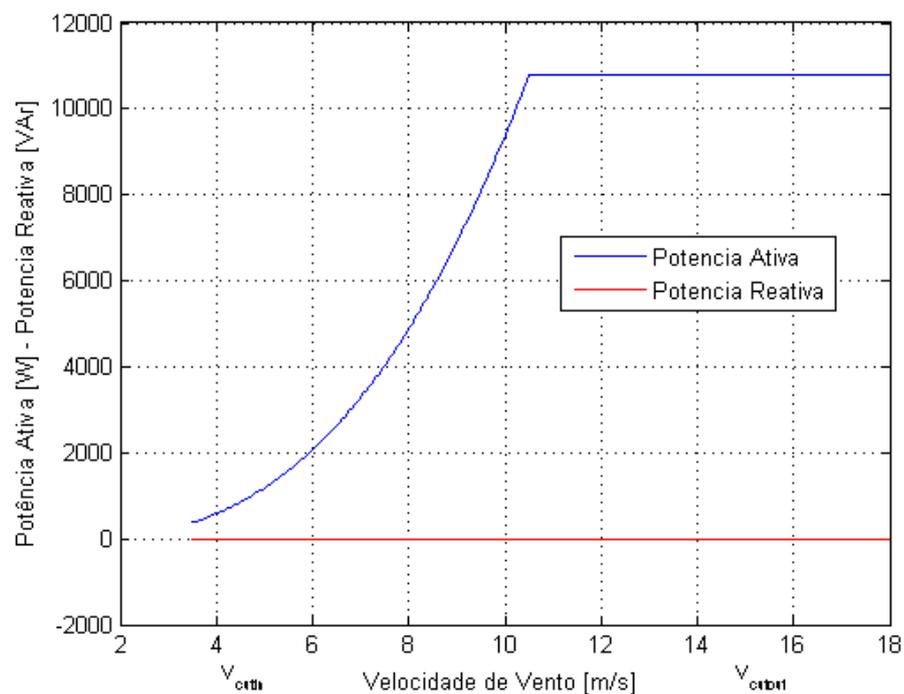


Figura 2.8: Características de potências ativa e reativa do gerador

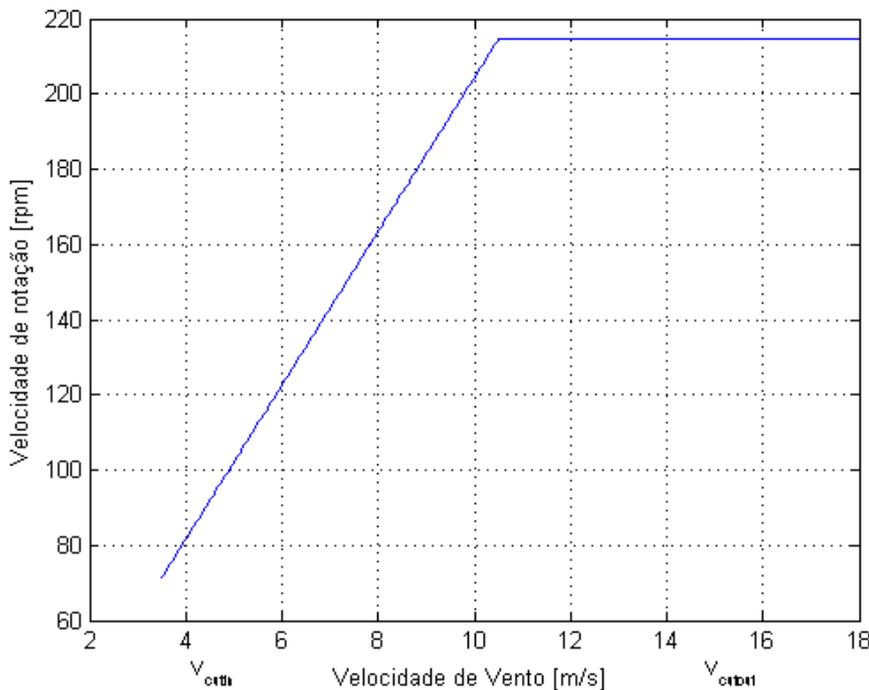


Figura 2.9: Faixa de variação de rotação do gerador

Outro aspecto relevante se refere ao fluxo de potência reativa entre o gerador e o conversor, deve-se ter em mente que para maximizar a potência aparente deste conversor é importante evitar o fluxo de reativos, desejável apenas quando alguma estratégia de enfraquecimento ou reforço de fluxo seja necessária.

2.1.4 Determinação da onda de indução e fator de dispersão

2.1.4.1 Cálculo do fator de dispersão

Para o projeto de uma máquina a ímãs permanentes montados na superfície do rotor, os fluxos de dispersão promovem significativa redução no fluxo magnético útil [Parviainen, 2005]. Para calcular este efeito, um procedimento computacional é desenvolvido a partir do trabalho de [Qu and Lipo, 2004], para determinar a redução no fluxo dos ímãs Φ_{PM} devido aos fluxos de dispersão, produzindo um fluxo efetivo menor no entreferro, Φ_{ef} .

$$K_{disp} = \frac{\Phi_{ef}}{\Phi_{PM}} \quad (2.56)$$

Se uma alta precisão é requerida, o que normalmente não é o caso, uma análise baseada em elementos finitos 3D é necessária, contudo isto produz um enorme custo computacional. Dessa forma, um método simplificado foi proposto por [Qu and Lipo, 2004] e aprimorado por [Aydin, 2004].

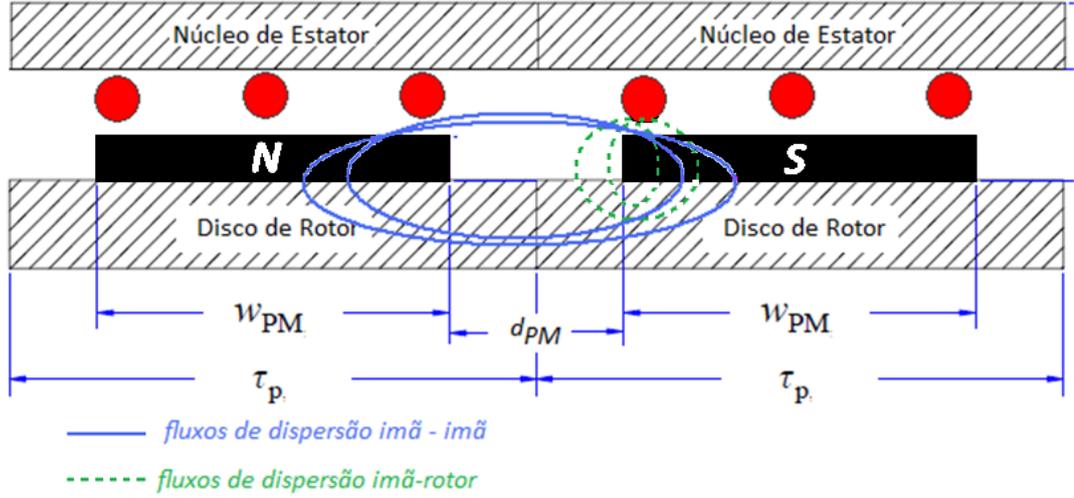


Figura 2.10: Fluxos de dispersão ímã-ímã e ímã-rotor

Nesta análise a área polar é dividida em vários setores na direção radial, do diâmetro externo ao diâmetro interno e o fator de dispersão é calculado em cada setor. O fator de dispersão resultante é obtido pelo valor médio calculado entre todos os valores obtidos nos diversos setores. Os fluxos de dispersão nos ímãs permanentes incluem três componentes: os caminhos de dispersão entre ímãs e núcleo de rotor, os caminhos de dispersão que se fecham entre ímãs adjacentes de um mesmo lado de rotor e os caminhos de dispersão nas regiões de topo e da base dos ímãs que se fecham pelo rotor ou pela carcaça como demonstrado na Figura 2.10. Esta última parcela de fluxo de dispersão apresenta valores bem baixos, o que dispensam sua modelagem, além da mesma ser muito complexa. O procedimento de cálculo é construído considerando inicialmente um diâmetro médio representativo de um setor cilíndrico, que se desenvolve a partir do diâmetro externo:

$$D_{g,k} = D_{out} - 2(k_{cil} - 1) \left(\frac{D_{out} - D_{in}}{2N_{set}} \right) \quad (2.57)$$

sendo:

- k_{cil} Contador do setor de 1 a N_{set}
- N_{set} Número de setores cilíndricos entre os diâmetros externo e interno
- $D_{g,k}$ Diâmetro médio para cada setor de ímã

O passo polar em cada setor e a largura do ímã em cada setor valem:

$$\tau_{p,k} = \pi \frac{D_{g,k}}{2p} \quad (2.58)$$

$$\omega_{PM,k} = \tau_{p,k} - d_{PM} \quad (2.59)$$

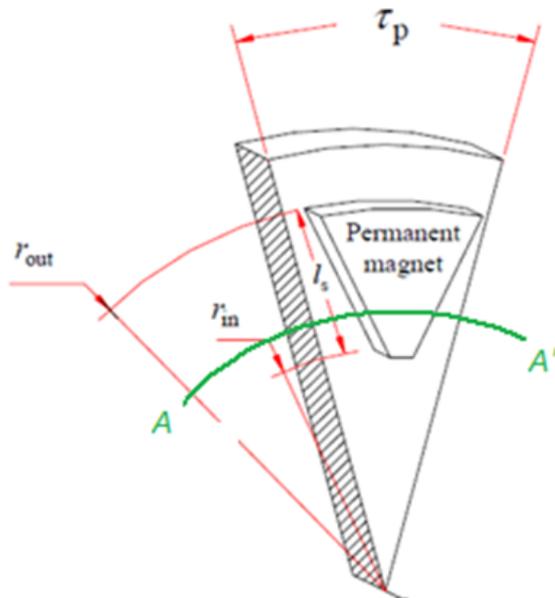


Figura 2.11: Indicação de um setor (AA') na área polar

Considerando cada setor o coeficiente de dispersão pode ser obtido por [Qu and Lipo, 2004]:

$$K_{disp,k} = \frac{1}{1 + \frac{\mu_{rPM} g^l \omega_{PM,k}}{e_{PM} (2g^l + \omega_{PM,k})} \left(2e_{PM} \frac{\ln\left(1 + \frac{\pi g^l}{e_{PM}}\right)}{\pi \mu_{rPM} \omega_{PM,k}} \right) \left(4e_{PM} \frac{\ln\left(1 + \frac{\pi g^l}{d_{PM}}\right)}{\pi \mu_{rPM} \omega_{PM,k}} \right)} \quad (2.60)$$

sendo:

$$g^l \quad g^l = g + W_{Cu} \text{ Entreferro efetivo do gerador}$$

O coeficiente de dispersão médio então vale:

$$K_{disp} = \frac{\sum_{k_{cil}}^{N_{set}} K_{disp,k}}{N_{set}} \quad (2.61)$$

A distância entre os ímãs adjacentes é calculada em função do entreferro efetivo pela expressão:

$$d_{PM} = k_{PM} (g + W_{cu}) \quad (2.62)$$

Variando-se o fator multiplicativo k_{PM} , é possível estimar o efeito da

distância entre os ímãs no coeficiente de dispersão e qual é o valor que maximiza este coeficiente, como ilustrados nas Figura 2.12 e Figura 2.13.

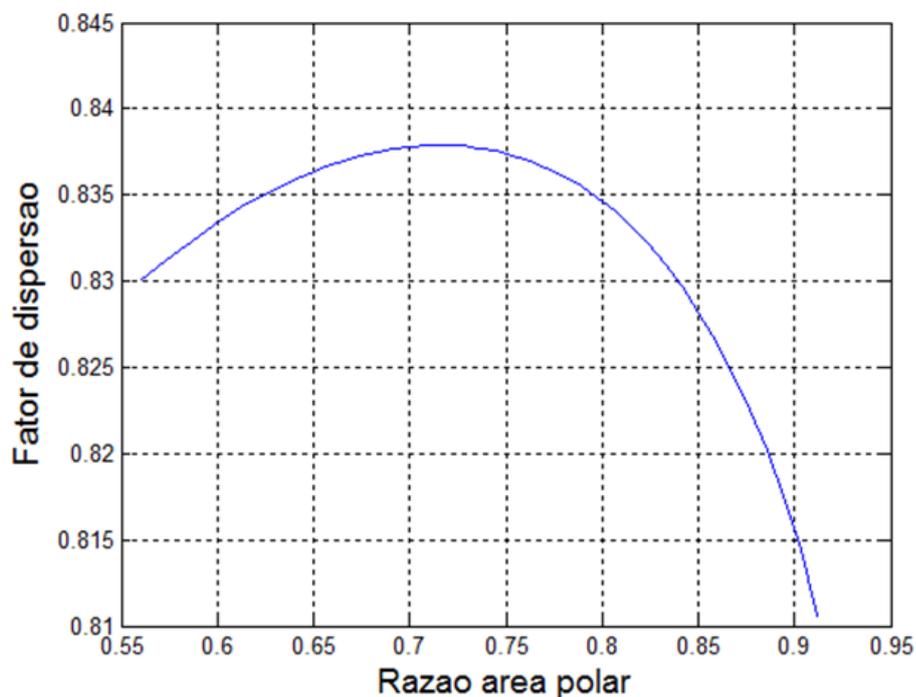


Figura 2.12: Fator de dispersão em função da razão de áreas

Nestas figuras pode-se verificar que os valores de fator de dispersão são baixos, inferiores a 0,90, o que é uma característica da máquina Torus, devido ao grande entreferro efetivo. O fator de dispersão atinge um valor de pico em uma determinada razão de área e cai novamente mostrando que tanto o aumento da distancia entre os ímãs, assim como sua redução podem também provocar um aumento dos caminhos de dispersão. Seja pelo mecanismo dos caminhos ímã-ímã ou pelo mecanismo dos caminhos ímãs-rotor.

2.1.4.2 Determinação da onda de indução magnética

Na máquina Torus, devido ao seu grande valor de entreferro efetivo e desconsiderando o efeito da saturação magnética no núcleo, a onda de distribuição de densidade de fluxo não é afetada, e tão pouco de forma significativa pela reação de armadura.

Com o intuito de se demonstrar a não representatividade da reação de armadura para essa topologia de máquina, foi possível por meio de uma simulação com dimensões estipuladas, e através da modelagem de elementos finitos e com correntes de excitação nominais em seus enrolamentos, verificar que há pouca influência quantitativa no comportamento do campo magnético, representando

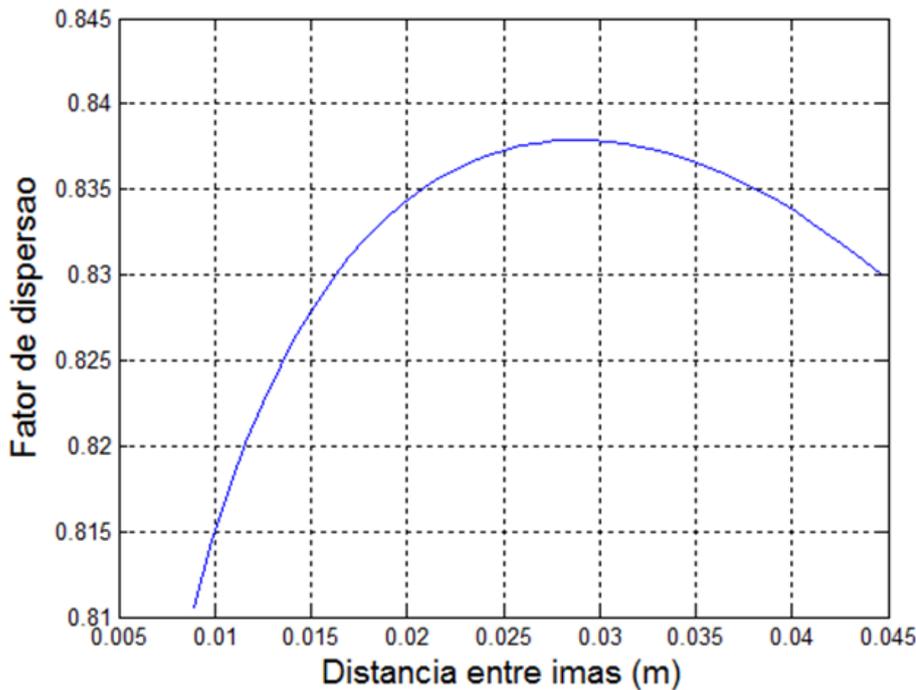


Figura 2.13: Fator de Dispersão em função da distância entre ímãs

valores inferiores a 5%. A Figura 2.14 mostra a diferença desprezível da densidade de fluxo magnético normal em um trecho radial do entreferro sobre um par de polos para o caso de existência e inexistência de reação de armadura.

Para a máquina de fluxo axial Torus é conveniente modelar a variação da indução magnética em coordenadas cartesianas, como [Chung and Gweon, 2002].

$$B_{PM,i} = - \sum_{h=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\frac{8B_r}{h\pi} \sin\left[\frac{\alpha_{p,i}h\pi}{2}\right] e^{-\frac{h\pi g^l}{\tau_{p,i}}} \cos\left(\frac{h\pi x}{\tau_{p,i}}\right)}{\left(e^{-2\frac{h\pi g^l}{\tau_{p,i}}} + 1\right) + \frac{\mu_{rPM} \left(-e^{-2\frac{h\pi g^l}{\tau_{p,i}}} + 1\right) \left(e^{2\frac{h\pi e_{PM}}{\tau_{p,i}}} + 1\right)}{\left(e^{2\frac{h\pi e_{PM}}{\tau_{p,i}}} - 1\right)}} \quad (2.63)$$

sendo:

h Ordem dos harmônicos de distribuição espacial de indução magnética

$\alpha_{p,i}$ $\alpha_{p,i} = \frac{W_{PM,i}}{\tau_{PM,i}}$ Razão de áreas polares

$B_{PM,i}(x)$ Onda de indução magnética na superfície dos ímãs permanentes

$B_{mg,i}(x)$ $B_{PM,i}(x) \alpha_{p,i} K_{disp}$ Onda de indução magnética no entreferro

Destas figuras pode-se concluir que os harmônicos significativos são o 3º e 5º, que apresentam valores de 16% e 3,5% da amplitude do fundamental.

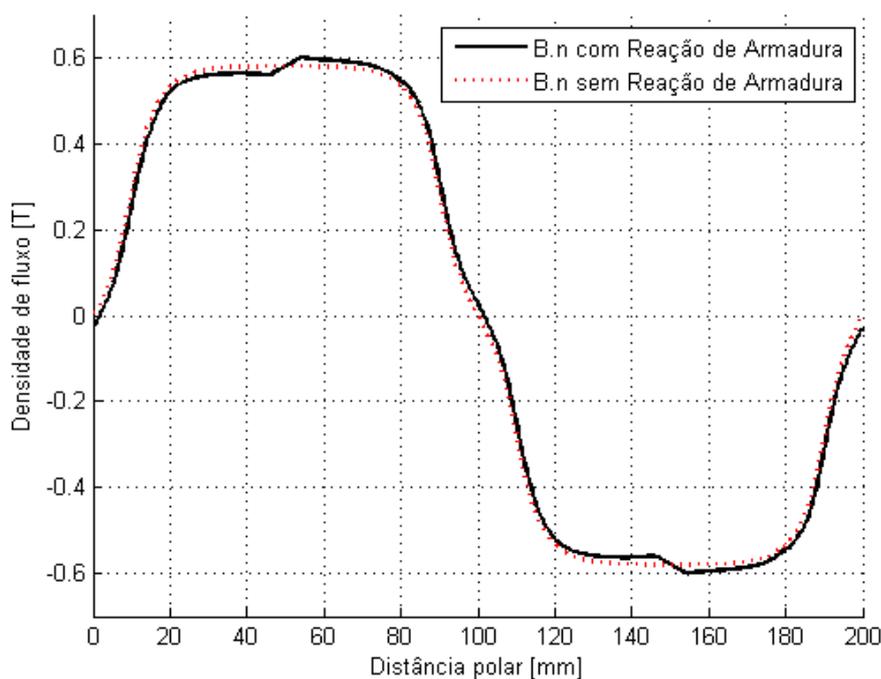


Figura 2.14: Curvas de densidades de fluxo magnético no caminho radial médio do entreferro sobre um par de polos na presença e na ausência de reação de armadura

Ao mesmo tempo, essa parcela de harmônicos, também denominados harmônicos espaciais, tem sua participação na geração de perdas além dos valores até então contabilizados.

2.1.4.3 Avaliação da contribuição de perdas devido aos harmônicos espaciais

Uma proposta para avaliar os impactos de perdas geradas em função dos harmônicos espaciais, seria considerar o pior caso onde uma máquina de topologia semelhante a *Torus* possui o seu núcleo de estator ranhurado. A onda de indução magnética devido a presença dessas ranhuras foi modelada e apresentada na Figura 2.14, e suas ordens harmônicas foram decompostas e apresentadas na Figura 2.16.

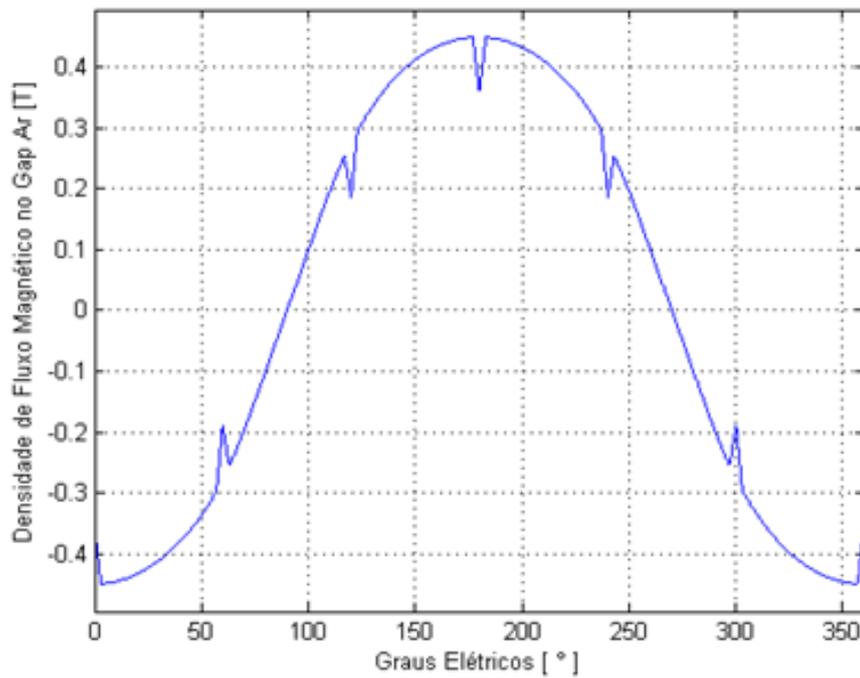


Figura 2.15: Onda de densidade de fluxo magnética no entreferro de uma topologia de máquina axial na presença de dentes e ranhuras

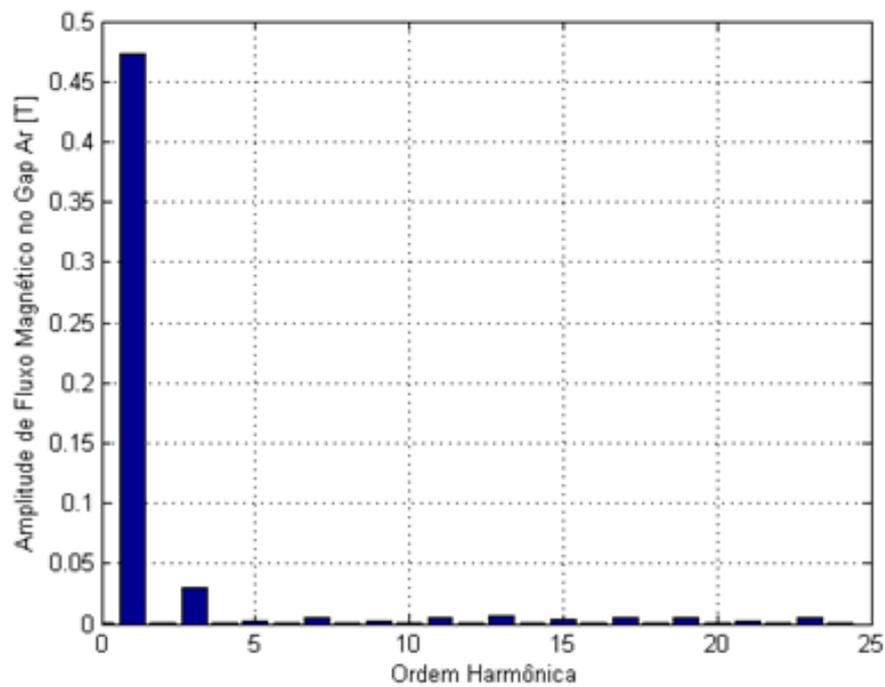


Figura 2.16: Ordens harmônicas na onda de indução magnética apresentada na Figura 2.15

Mesmo considerando o pior caso, é possível perceber baixos valores de

harmônicos. Considerando simplificação da Eq. (2.7) para a onda de tensão fundamental e sua adaptação para incluir os harmônicos espaciais, a distorção harmônica pode ser calculada pela Eq. (2.64) [Wakileh, 2003]:

$$E_h = 4,44f_h N_f \phi_h k_{wh} = 4,44f_o N_f H_h \phi_{f1} k_{wh} \quad (2.64)$$

$$THD_V = \sqrt{\left(\frac{E_h}{E_f}\right)^2} = \sqrt{-1 + \sum_{h=1} H_K \frac{k_{wh}}{k_{w1}}} \quad (2.65)$$

onde:

H_h $H_h = \frac{B_{mg h}}{B_{mg 1}}$ Razão da densidade de fluxo de ordem harmônica h e a fundamental

Uma nova abordagem para as perdas joulicas pode ser apresentada de acordo com a Eq. (2.34) desconsiderando o efeito pelicular:

$$P_{Cuh} = m_1 R_{sca} \sum_h^{\infty} I_{nomh}^2 \quad (2.66)$$

onde:

I_{nomh} $I_{ah} = \frac{I_{a1}}{h}$ Corrente nominal em valor eficaz de ordem harmônica h

Levando em conta a situação apresentada, e estimando que a mesma parcela de distorção de tensão é gerada para corrente com 7,79%, isso representa um aumento de 5 W nas perdas do cobre. Considerando que esse é o pior caso, e ao mesmo tempo irreal, e que a potência nominal de máquina é de 10 kW, essa parcela de perda pode ser desprezada. Da mesma forma, se a contribuição de perdas é maior nos condutores de cobre, podemos desconsiderar a contribuição por perdas magnéticas e correntes parasitas, apesar de já ter sido apresentada a sua modelagem.

2.1.5 Projeto eletromagnético e os ímãs permanentes

2.1.5.1 Modelo simplificado

Para a modelagem simplificada é considerado inicialmente que a máquina elétrica possui apenas um estágio, e dessa forma, o circuito magnético correspondente a um polo dessa máquina possui dois caminhos idênticos que partem de um ímã e se fecham pelo entreferro efetivo, pelo estator, pelo entreferro efetivo, por cada um dos ímãs adjacentes e pelo núcleo de rotor. De acordo com a lei de Ampère, a força magnetomotriz (*FMM*) produzida pelo ímã deve se igualar às quedas de FMM no resto do circuito magnético, como se segue:

$$\begin{aligned} \dot{I}m\tilde{a} &= GAP + Estator + Rotor \\ \left[H_c - \frac{B_{PM}}{\mu_0 \mu_{rPM}} \right] 2e_{PM} &= \frac{B_{mg}}{\mu_0} (2g + 2W_{Cu}) + H_{cs} (L_{cs} + \tau_p) + H_{cr} (L_{cr} + \tau_p) \end{aligned} \quad (2.67)$$

sendo:

H_{cs} Intensidade de campo magnético no núcleo do estator

H_{cr} Intensidade de campo magnético no núcleo do rotor

H_c Intensidade de campo magnético no ímã permanente

Para uma dada geometria e para uma definição de materiais ferromagnéticos e de ímãs permanentes a se utilizar, a expressão acima fornece a relação entre a densidade de fluxo e os comprimentos de cada parcela do caminho magnético principal. Os outros valores de densidade de fluxo estão relacionados à continuidade de fluxo magnético para uma dada geometria. O valor de densidade de fluxo na superfície do ímã deve ser calculado para aproveitar a máxima energia do ímã, alocando a operação deste no meio da curva B(H), em um ponto com máximo produto BxH. As densidades de fluxo nos núcleos de material ferromagnético (aço sólido do rotor ou laminado do estator) devem ser definidas evitando saturação dos núcleos e produção de larguras excessivas no equipamento.

Os ímãs permanentes de NdFeB, pertencem à família dos ímãs de Terras Raras, denominação essa devido ao fato dos elementos serem classificados dessa forma na Tabela Periódica. Estes são os ímãs permanentes mais energéticos atualmente e custo moderado de produto. Os ímãs de NdFeB são produzidos por sinterização, a partir de óxidos e metais, sendo todas as operações executadas sob proteção de gases inertes. Em função de sua alta oxidação é necessário o uso de revestimentos protetivos, metálicos como zinco, ouro e níquel ou epóxi. Tendo em vista a alta exposição do gerador na turbina eólica, optou por um revestimento de Níquel, devido o seu reduzido custo e sua fina espessura total de revestimento. A opção do ímã foi o N45H, que pode atingir desempenho adequado a temperaturas até 120°C, compatíveis com o clima tropical e os níveis térmicos que este projeto pode considerar. As características de desmagnetização do ímã escolhido são apresentadas na Tabela 2.2, enquanto suas propriedades são apresentadas nas Tabela 2.3 e 2.4.

Tabela 2.2: Propriedades magnéticas do ímã N45H

Propriedades magnéticas	Características	Unidades	Min.	Nominal	Máx.
	B_r , Indução residual		<i>Gauss</i>	13,200	13,500
		<i>mT</i>	1320	1350	1380
H_{cS} , Coercividade		<i>Oersteds</i>	12,600	12,600	13,200
		<i>kA/m</i>	955	1,003	1,050
H_{cJ} , Coercividade intrínseca		<i>Oersteds</i>	17,000	-	-
		<i>kA/m</i>	1,353	-	-
B_{Hmax} , Maior produção energética		<i>MGOe</i>	43	45	46
		<i>kJ/m³</i>	344	360	376

Tabela 2.3: Propriedades térmicas do ímã N45H

Propriedades Térmicas	Características	Unidades	$C \parallel$	$C \perp$
	Coeficiente inverso de temperatura			-
de indução $\alpha(B_r)$		$\%/^{\circ}\text{C}$	-0,12	
de coercividade $\alpha(H_{cJ})$		$\%/^{\circ}\text{C}$	-0,27	
Coeficiente de expansão térmica		$\Delta L/L \text{ por } ^{\circ}\text{C} \times 10^{-6}$	7,5	-0,1
Condutividade térmica		<i>kcal/mhr^oC</i>	5,3	5,8
Calor específico		<i>cal/g^oC</i>	0,11	
Temperatura de Curie T_C		$^{\circ}\text{C}$	330	

Tabela 2.4: Propriedades físicas do ímã N45H

Propriedades físicas	Características	Unidades	Valor
	Tensão de ruptura		<i>psi</i>
		<i>MPa</i>	258
Densidade		<i>g/cm³</i>	7,5
Dureza		<i>Hv</i>	620
Resistividade elétrica		$\mu\Omega \cdot \text{cm}$	180

Sua desmagnetização é crítica com relação a elevação de temperatura, devido ao seu arranjo atômico. Os ímãs de Neodímio, que na verdade são uma estrutura cristalina tetragonal de $Nd_2Fe_{14}B$, é um componente capaz de manter alinhado todos os seus spins eletrônicos de forma a produzir um alto nível de remanente magnético. A elevação de temperatura do composto é responsável por desalinhar a estrutura e conseqüentemente provocar a sua desmagnetização.

Por ser um material sinterizado, é possível obter qualquer geometria e formato desejado desse material. Para atender as necessidades de projeto, foi especificado um ímã de caráter trapezoidal com arcos nas bases menor e maior. A Figura 2.17 ilustra os ímãs de formatos em arco dimensionados para esse propósito. A convergência do dimensionamento determinou um ímã de espessura 8 mm, para se adequar as necessidade de potência, e eficiência.

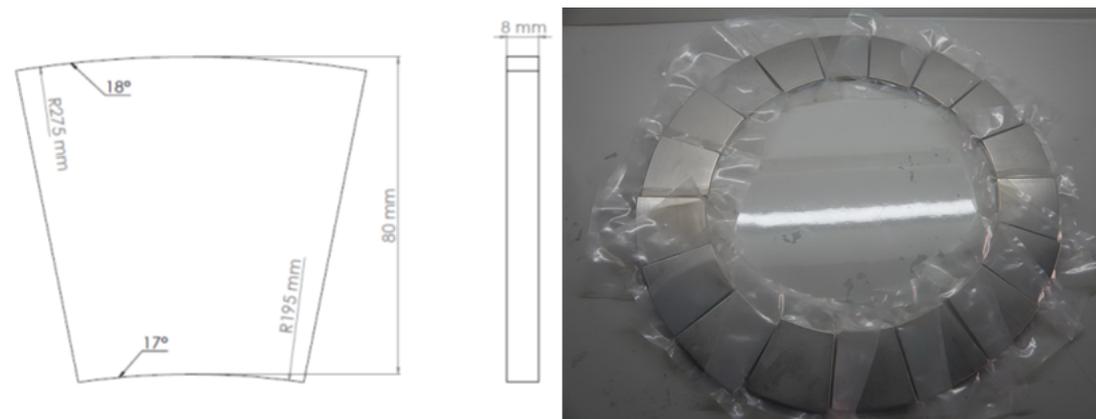


Figura 2.17: Desenho do ímã permanente com cotas e o ímã produzido

2.1.5.2 Modelagem magnética completa incluindo a saturação magnética

Em geral modelagens eletromagnéticas se baseiam em aproximações e valores comumente tratados na literatura como discutido na Tabela 2.1. Tais aproximações são consideradas confiáveis, contudo busca-se calcular o maior número de incógnitas. Para tal, desenvolveu-se um estudo analítico para cada caminho magnético contabilizando a dispersão magnética, permitindo a determinação de saturação do material ferromagnético e seu respectivo impacto no sistema. Uma boa estimativa do fator de dispersão de fluxo magnético, somente pode ser obtido através da simulação de elementos finitos, o que foi realizado e realimentado no equacionamento iterativo. Os passos para desenvolver a metodologia descrita são apresentados no apêndice Chapter A.

Considerando o circuito magnético da máquina Torus com dois estágios é analogamente desenvolvida a mesma representação como apresentado para apenas um estágio, onde o caminho magnético pode então ser descrito através da Figura 2.18.

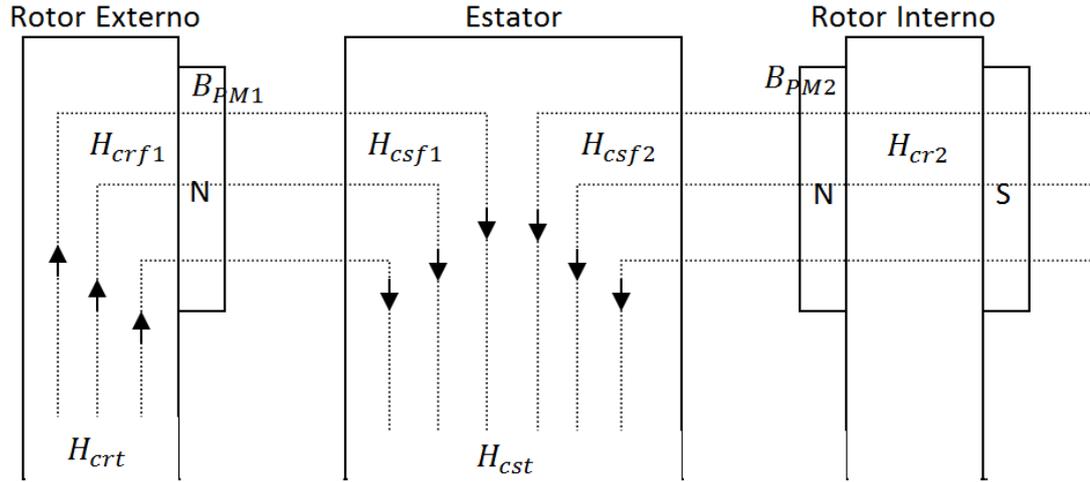


Figura 2.18: Caminho de fluxo magnético dentro da máquina *Torus* de dois stacks

Definindo as variáveis como sendo:

- B_{PM1} Densidade de fluxo na superfície dos ímãs externos
 B_{PM2} Densidade de fluxo na superfície dos ímãs internos
 H_{csf1} Intensidade de campo na seção frontal externo do núcleo de estator
 H_{csf2} Intensidade de campo na seção frontal interno do núcleo de estator
 H_{cst} Intensidade de campo na seção transversal do núcleo de estator
 H_{crt} Intensidade de campo na seção transversal do núcleo de rotor
 H_{crf1} Intensidade de campo na seção frontal externo do núcleo de rotor
 H_{crf2} Intensidade de campo na seção frontal interno do núcleo de rotor

Os caminhos magnéticos podem ser descritos como:

Caminho1 (mais externo à estrutura)

$$2H_{ima1}e_{PM} + \frac{B_{mg1}}{\mu_0} (2g + 2W_{Cu}) + H_{csf1}L_{cs} + H_{cst}\tau_p + H_{crf1}L_{cre} + H_{crt}\tau_p = 0 \quad (2.68)$$

Caminho2 (pelo rotor central)

$$2H_{ima2}e_{PM} + \frac{B_{mg2}}{\mu_0} (2g + 2W_{Cu}) + H_{csf2}L_{cs} + H_{cst}\tau_p + H_{crf2}L_{cr2} = 0 \quad (2.69)$$

Leis de continuidade de fluxo magnético

Caminho3 (pelo entreferro externo)

$$B_{mg1}A_p = B_{PM1}A_{PM}k_{disp1} \quad (2.70)$$

Caminho4 (pelo entreferro interno)

$$B_{mg2}A_p = B_{PM2}A_{PM}k_{disp2} \quad (2.71)$$

Caminho5 (pelo rotor externo)

- Região Transversal

$$\frac{B_{mg1}A_p}{2k_{disp1}} = B_{crt1}\omega_p L_{cre} \quad (2.72)$$

- Região Frontal

$$\frac{B_{mg1}A_p}{k_{disp1}} = B_{crf1}A_p \quad (2.73)$$

Caminho6 (rotor interno - somente transversal)

$$B_{mg2} \frac{A_p}{k_{disp2}} = B_{crf2}A_p \quad (2.74)$$

Caminho7 (pelo estator)

- Região Frontal

$$\begin{cases} B_{mg1}A_p = B_{csf1}A_p \\ B_{mg2}A_p = B_{csf2}A_p \end{cases} \quad (2.75)$$

- Região Transversal

$$\frac{B_{mg1} + B_{mg2}}{2}A_p = B_{cst}\omega_p L_{cs} \quad (2.76)$$

Considerando as características dos ímãs permanentes, a Eq. (2.77) define a variável B_{PM1} na Eq. (2.68). Da mesma forma a Eq. (2.78) define a variável B_{PM2} na Eq. (2.69).

$$H_{ima1} = \left(\frac{B_{PM1}}{\mu_{PM1}} - H_{CPM} \right) \quad (2.77)$$

$$H_{ima2} = \left(\frac{B_{PM2}}{\mu_{PM2}} - H_{CPM} \right) \quad (2.78)$$

De posse das curvas de saturação magnética do rotor, $B_{Fer} = f_R(H_{Fer})$ e estator, $B_{Fes} = f_S(H_{Fes})$, é possível determinar o valor de todas as variáveis definidas pela intensidade de campo, H_{csf1} , H_{cst} , H_{crf1} , H_{crt} , H_{csf2} e H_{csf2} .

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{m1} = 2 \left(\frac{B_{PM1}}{\mu_{PM}} - H_{CPM} \right) e_{PM} + 2 \frac{B_{PM1} A_{PM}}{\mu_0 A_p} k_{disp1} (g + W_{Cu}) + \\ \quad H_{csf1} L_{cs} + H_{cst} \tau_p + H_{crf1} L_{cr1} + H_{crt} \tau_p \\ f_{m2} = 2 \left(\frac{B_{PM2}}{\mu_{PM}} - H_{CPM} \right) e_{PM} + 2 \frac{B_{PM2} A_{PM}}{\mu_0 A_p} k_{disp2} (g + W_{Cu}) + \\ \quad H_{csf2} L_{cs} + H_{cst} \tau_p + H_{crf2} L_{cr2} \\ f_{m3} = \frac{B_{PM1}}{2} A_{PM} - f_R(H_{crt}) \omega_p L_{cre} \\ f_{m4} = B_{PM1} A_{PM} - f_R(H_{crf1}) A_p \\ f_{m5} = B_{PM2} A_{PM} - f_R(H_{crf2}) A_p \\ f_{m6} = B_{PM1} A_{ima} k_{disp1} - f_S(H_{csf1}) A_p \\ f_{m7} = B_{PM2} A_{ima} k_{disp2} - f_S(H_{csf2}) A_p \\ f_{m8} = \frac{B_{PM1} k_{disp1} + B_{PM2} k_{disp2}}{2} A_{PM} - f_S(H_{cst}) \omega_p L_{cs} \end{array} \right. \quad (2.79)$$

$$\underline{x} = \begin{bmatrix} B_{PM1} \\ B_{PM2} \\ H_{csf1} \\ H_{csf2} \\ H_{cst} \\ H_{crf1} \\ H_{crf2} \\ H_{crt} \end{bmatrix} \quad \underline{y} = \begin{bmatrix} f_{m1} \\ f_{m2} \\ f_{m3} \\ f_{m4} \\ f_{m5} \\ f_{m6} \\ f_{m7} \\ f_{m8} \end{bmatrix} \quad (2.80)$$

Através da solução das equações não lineares, a densidade e a intensidade de fluxo são definidas em qualquer região da geometria da máquina.

O cálculo da saturação magnética nos materiais também representa grande contribuição ao dimensionamento, permitindo uma otimização do regime de operação, fazendo com que o foco de operação de trabalho do material seja no “joelho” de sua curva de saturação. A rapidez envolvida na solução desse sistema, comparado a uma modelagem em elementos finitos, permite o desenvolvimento de rotinas mais simples e mais rápidas para determinar qual a melhor espessura de material para o estator e rotor.

A curva apresentada na Figura 2.19 demonstra o ponto de operação do material ferromagnético do estator, e a Figura 2.20 do rotor respectivamente. Para o estator, é perceptível que o material não saturou, sendo que esse está

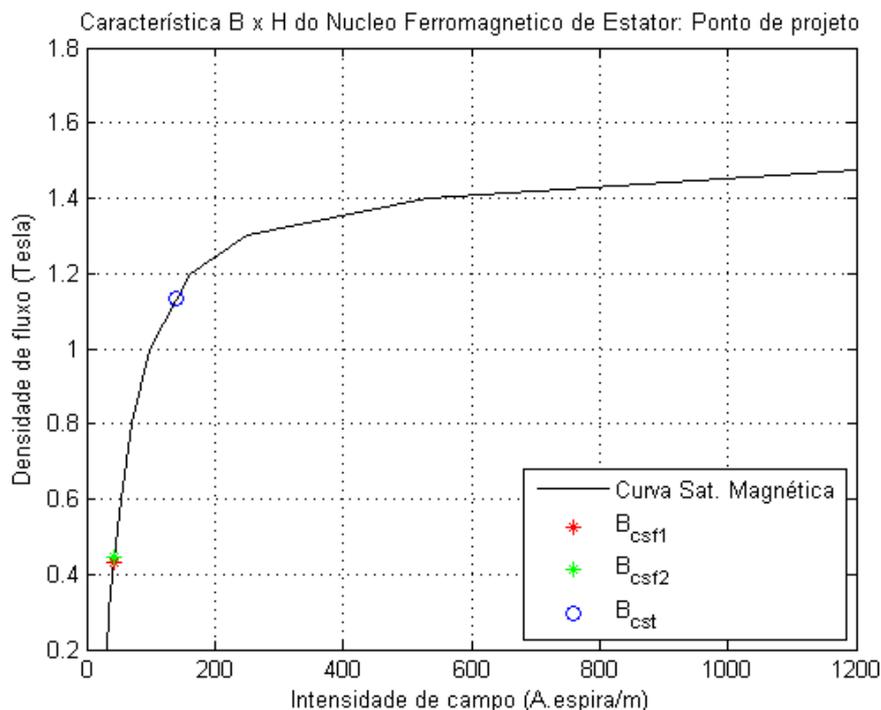


Figura 2.19: Ponto de operação magnética no material ferromagnético de estator

operando no ponto ótimo da curva, como mencionado anteriormente. Já o rotor, perceptível que sua operação está superdimensionada. A justificativa para esse fato envolve o mérito do dimensionamento estrutural e a capacidade do material suportar cargas dinâmicas e estáticas, o que será avaliado posteriormente e que apresentam maiores características restritivas que o projeto eletromagnético

2.2 Dimensionamento térmico do Gerador Torus

Em uma máquina elétrica, o calor é gerado através de perdas elétricas, magnéticas e mecânicas, que é responsável por determinar a durabilidade do equipamento. Ao se proceder uma análise do gerador elétrico apresentado neste trabalho, a necessidade do desenvolvimento de um modelo que possa descrever o comportamento térmico do gerador é crucial, buscando-se garantir uma vida longa de operação e consequente homologação do equipamento.

2.2.1 Impactos térmicos na máquina elétrica

Por utilizar pólos magnéticos a ímãs permanentes de terras raras, há um risco de desmagnetização desse material devido à elevação de temperatura, o qual por sua vez modificaria o fluxo magnético e a amplitude da FMM induzida na máquina. Tanto a densidade de fluxo remanente como a intensidade de campo coercitivo

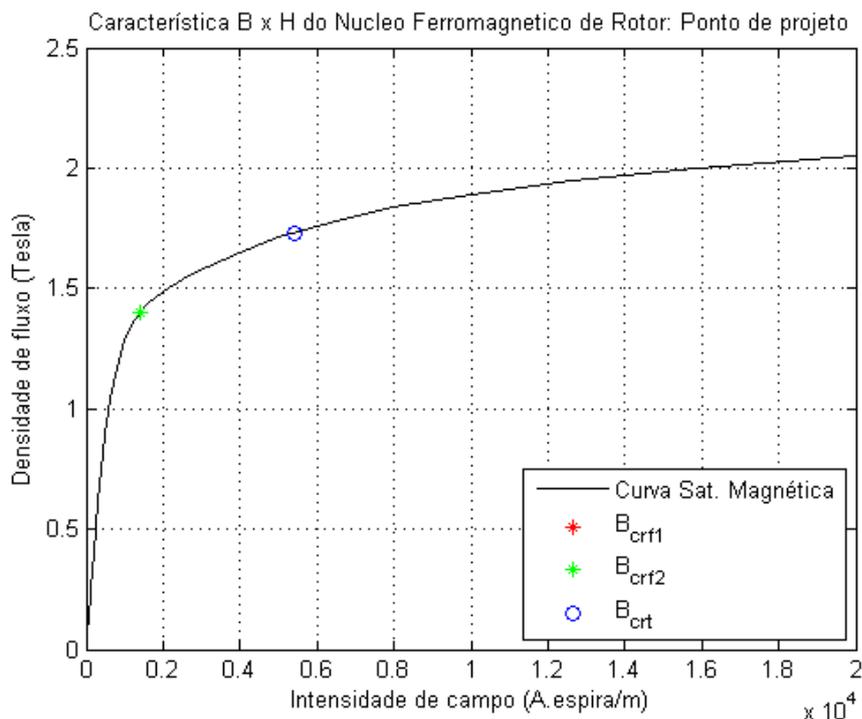


Figura 2.20: Ponto de operação magnética no material ferromagnético de rotor

decrecem com o aumento de temperatura, o que reduz sensivelmente a energia magnética armazenada nos ímãs.

Os expressões que relacionam as características de fluxo remanente e campo coercivo do ímã permanente são apresentadas nas Eq. (2.81) e Eq. (2.82).

$$B_r = B_{r20} \left[1 + \frac{\alpha_B}{100} (\theta_{PM} - 20) \right] \quad (2.81)$$

$$H_c = H_{c20} \left[1 + \frac{\alpha_H}{100} (\theta_{PM} - 20) \right] \quad (2.82)$$

onde:

θ_{PM}

B_r B_{r20} Densidade de fluxo remanente dos ímãs permanentes na temperatura θ_{PM} e na temperatura de $20^\circ C$

H_c H_{c20} Campos coercivos dos ímãs permanentes na temperatura θ_{PM} e na temperatura de $20^\circ C$

α_B α_H Coeficientes de variação de temperatura das grandezas B_r e H_c em $\%/^\circ C$

A Figura 2.21, exemplifica as equações apresentadas através do efeito da variação de temperatura nas curvas BxH de um ímã permanente, permitindo

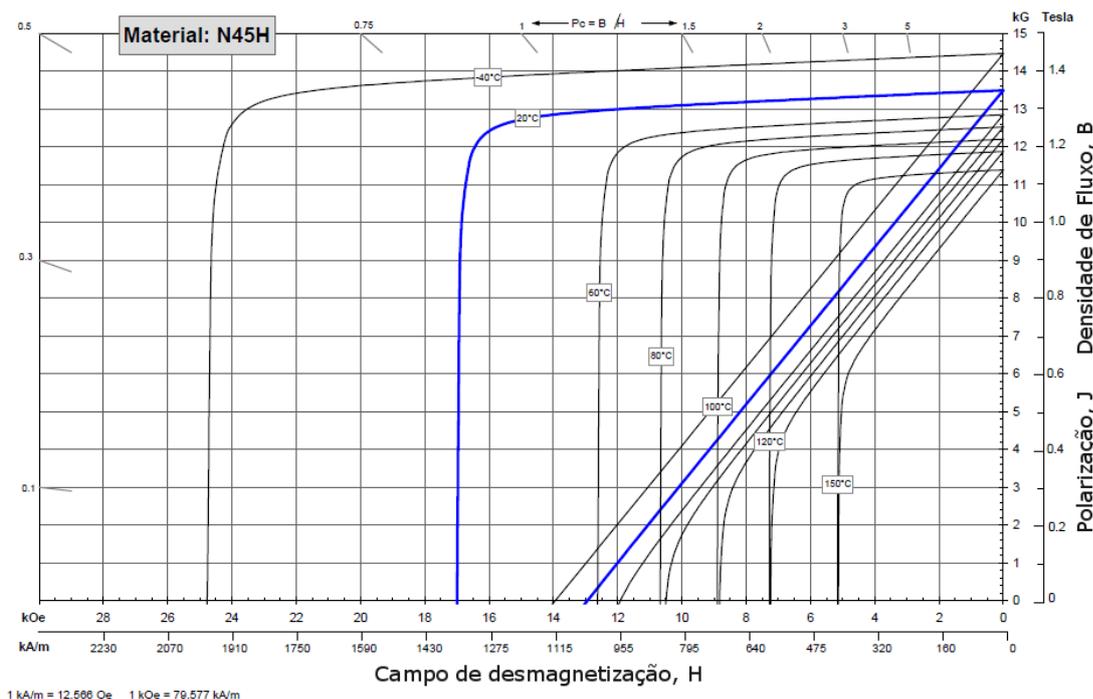


Figura 2.21: Características de desmagnetização do ímã N45H em temperaturas elevadas

inferir que dependendo da característica do circuito magnético em questão, um aumento de temperatura pode levar os ímãs a desmagnetização.

Um impacto já conhecido das elevações de temperatura ocorre nos isolamentos dos equipamentos elétricos. Para motores e geradores elétricos as normas internacionais [NEMA, 2008] definem uma classificação tradicional dos isolamentos a serem utilizados nestas máquinas elétricas que é apresentada na Tabela 2.5. Pode-se verificar que a norma define uma referência de temperatura ambiente equivalente a 40°C e permite ainda uma elevação de 10°C para o ponto mais quente do enrolamento. É comum utilizar classe de isolamento B para motores de baixa tensão, lembrando que a cada aumento de 10°C além do limite permitido a vida útil do equipamento cai à metade.

Tabela 2.5: Classes de isolamento de motores [NEMA, 2008]

Classe de tolerância de temperaturas	Máximas temperaturas de operação permitida	Elevação de temperatura permitida [fs = 1]	Elevação de temperatura permitida [fs = 1,5]
A	105°C	60°C	70°C
B	130°C	80°C	90°C
F	155°C	105°C	115°C
H	180°C	125°C	-

2.2.1.1 Modelo de transferência de calor

Transferência de calor é um fenômeno complexo o qual apresenta dificuldades de modelagem, onde são caracterizados os mecanismos de condução, radiação e convecção, além de todo o comportamento externo para onde deve fluir esse calor.

Condução – De acordo com a Lei de Fourier, a transferência de calor ocorre do corpo com maior temperatura para o corpo de menor temperatura, como apresentado na Eq. (2.83).

$$\Delta P_c = -kA \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{kA}{l} (v_{hot} - v_{cold}) \quad (2.83)$$

Onde A caracteriza área e l o comprimento do caminho pelo qual o calor será conduzido, k é a condutividade térmica do material e ΔP_c é a taxa de condução de calor.

Radiação – É caracterizada pela troca mútua de calor entre duas superfícies que dependem das suas respectivas temperaturas, emissividades e geometria, e pode ser modelada de acordo com a Eq. (2.84).

$$\Delta P_r = \sigma \frac{(v_1 + 273)^4 - (v_2 + 273)^4}{\frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}} \quad (2.84)$$

Onde σ é a constante de Stefan-Boltzmann², F_{12} é o fator de forma que leva em consideração a orientação entre as duas superfícies, ε_1 e ε_2 são as respectivas emissividades, A a superfície do material e ΔP_r a taxa de condução de calor.

Convecção – É uma forma de transferência de calor de uma superfície para um fluido móvel, e é apresentado de acordo com a Lei do Resfriamento de Newton, considerando a taxa de resfriamento ΔP_v , apresentada na Eq. (2.85).

$$\Delta P_v = \bar{h}A(v_{hot} - v_{cold}) \quad (2.85)$$

Onde \bar{h} é o coeficiente de convecção.

2.2.1.2 Modelo térmico em regime permanente

Dentre as referências apresentadas [Gieras et al., 2008, Incropera and DeWitt, 2007, Sahin, 2001, Negrea and Rosu, 2001, Nerg et al., 2008, Parviainen, 2005] consultadas, o estudo do comportamento térmico em regime permanente demonstra ser uma ferramenta de projeto adequada para se estimar a elevação de temperatura no interior da máquina. Sendo que a ausência de uma modelagem

²Constante de Stefan-Boltzmann é a constante de proporcionalidade na lei de Stefan-Boltzmann, a qual garante a proporcionalidade ao total de energia irradiada por unidade de área de superfície de um corpo negro numa unidade de tempo, a quarta potência da temperatura termodinâmica.

detalhada da geometria da máquina e uma clara determinação dos caminhos térmicos, a simulação transitória não se faz necessária, pois a modelagem se torna cada vez mais empírica através de suposições do comportamento térmico de cada estrutura. A análise aqui apresentada busca determinar este comportamento e demonstrar que essa análise é suficiente para avaliar os impactos que podem ser causados no dimensionamento eletromagnético. Também permite dimensionar as alternativas de projeto para conceber um sistema de resfriamento robusto, permitindo avaliar as elevações de temperatura que o isolamento dos condutores e os ímãs permanentes estarão sujeitos. Para esse estudo, a abordagem mais utilizada se baseia na análise através de resistências térmicas, cuja solução é análoga a de circuitos elétricos.

Devido à geometria simétrica do gerador, através da Figura 2.22 é possível descrever os principais caminhos de fluxo de calor, sendo que esses tem sua origem nas fontes de perdas, e sua dispersão na camada limite, definida como a temperatura ambiente.

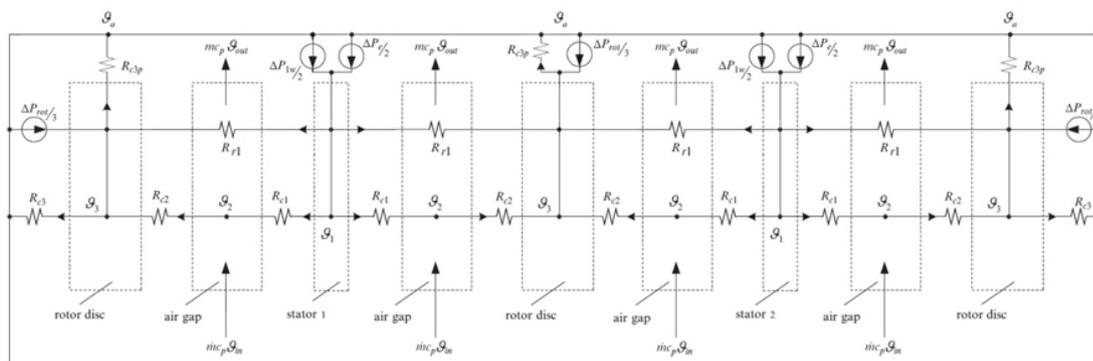


Figura 2.22: Modelagem completa de fluxo de calor por resistências térmicas para a máquina Torus

O fato da máquina ser concebida em sua grande maioria por materiais metálicos, permite que sejam desconsiderados os caminhos térmicos de condução. A expectativa é que o material metálico se aqueça homogeneamente e não represente diferença de temperatura entre seus pontos extremos.

Logo, adicionando a esse sistema as fontes de calor e simplificando alguns caminhos de fluxo de condução, o circuito térmico simplificado é apresentado pela Figura 2.23. Para analisar esse circuito, deve-se determinar os valores de resistência apresentados, sendo que a resistência R_{r1} é devida a transferência de calor por radiação e as demais por convecção. Como mencionado anteriormente, o fluxo de calor devido a convecção depende de \bar{h} , coeficiente de convecção, o qual apresenta um valor diferente para cada caso que será modelado a seguir.

Superfície externa da carcaça do gerador é analogamente modelado considerando contudo um cilindro liso girante. Essa situação modela os números de Reynolds e Nusselt através das seguintes equações:

$$Re_D = \Omega_{rot} \frac{D_{out}^2}{\nu_{ar}} \quad (2.89)$$

$$\overline{Nu} = 0,133 \times Re_D^{\frac{2}{3}} \times Pr^{\frac{1}{3}} \quad (2.90)$$

$$\overline{h}_p = \frac{k_{ter}}{D_{out}} \times \overline{Nu} \quad (2.91)$$

ν_{ar} Viscosidade cinemática do fluido

Pr Número de Prandtl⁴

Sistema rotor estator descrito pelo Gap de ar no entreferro do gerador, também é modelado considerando a taxa de fluidez, \dot{Q}_{vol} , de ar no interior da máquina a velocidade nominal .

$$\overline{Nu} = 0,333 \frac{\dot{Q}_{vol}}{\pi \nu_{ar} \left(\frac{D_{out}}{2}\right)} \quad (2.92)$$

$$\overline{h}_{rs} = \frac{2k_{ter}}{D_{out}} \times \overline{Nu} \quad (2.93)$$

Resistências térmicas

A resistência de transferência de calor por convecção As resistências térmicas são modeladas considerando sempre o coeficiente de convecção e a área total de transferência de calor, como pode ser observado na Eq. (2.94).

$$R_{térmica} = \frac{1}{A_{troca-calor} \times \overline{h}} \quad (2.94)$$

- Modelando as resistência térmica entre o estator e o entreferro de ar, temos:

$$R_{c1} = R_{c2} = \frac{1}{\overline{h}_{rs} \frac{\pi}{4} (D_{out}^2 - D_{in}^2)} \quad (2.95)$$

- A resistência fora da superfície do disco de rotor, é dada por:

⁴O número de Prandtl é um número adimensional que aproxima a razão de viscosidade cinemática e difusividade térmica de um fluido, expressando a relação entre a difusão de quantidade de movimento e a difusão de quantidade de calor dentro do próprio fluido, sendo uma medida da eficiência destas transferências nas camadas limites hidrodinâmica e térmica.

$$R_{c3} = \frac{1}{\overline{h}_{fr}\pi D_{out}^2} \quad (2.96)$$

- Na periferia do disco de rotor, considerando as geometrias da máquina definimos a sua respectiva resistência como:

$$R_{c3p} = \frac{1}{\overline{h}_p\pi D_{out}L_{cr}} \quad (2.97)$$

A resistência de transferência por radiação entre o disco de estator e rotor é dado pela troca de calor entre dois corpos no mesmo instante, sendo que sempre são relevantes a temperatura de cada corpo, a cor de cada corpo e sua forma geométrica, sendo então modelada de acordo com:

$$R_{r1} = \frac{\frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}}{\sigma [(v_1 + 273) + (v_{31} + 273)] [(v_1 + 273)^2 + (v_{31} + 273)^2]} \quad (2.98)$$

$$R_{r2} = \frac{\frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}}{\sigma [(v_1 + 273) + (v_{32} + 273)] [(v_1 + 273)^2 + (v_{32} + 273)^2]} \quad (2.99)$$

Considerando a lei de *Conservação da Energia*, e as *Leis de Kirchhoff* é possível montar o sistema apresentado:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta P_{rot}/3 + \frac{v_{21}-v_{31}}{R_{c2}} + \frac{v_1-v_{31}}{R_{r1}} - \frac{v_{31}-v_a}{R_{c3}} - \frac{v_{31}-v_a}{R_{c3p}} = 0 \\ \frac{v_1-v_{21}}{R_{c1}} - \frac{v_{21}-v_{31}}{R_{c2}} - 2\rho\dot{Q}_{vol}C_p(v_{21} - v_a) = 0 \\ (\Delta P_{1w} + \Delta P_e)/2 - \frac{v_1-v_{31}}{R_{r1}} - \frac{v_1-v_{32}}{R_{r2}} - \frac{v_1-v_{21}}{R_{c1}} - \frac{v_1-v_{22}}{R_{c1}} = 0 \\ \frac{v_1-v_{22}}{R_{c1}} - \frac{v_{22}-v_{32}}{R_{c2}} - 2\rho\dot{Q}_{vol}C_p(v_{22} - v_a) = 0 \\ \Delta P_{rot}/6 + \frac{v_{22}-v_{32}}{R_{c2}} + \frac{v_1-v_{32}}{R_{r2}} - \frac{v_{31}-v_a}{R_{c3p}} = 0 \end{array} \right. \quad (2.100)$$

Esse sistema demonstra que o calor irá sempre fluir para as regiões de maior facilidade de condução térmica, e dessa forma, uma atenção maior deve ser dada ao ar que flui para dentro da estrutura e carrega parte desse calor, sem que o mesmo atravesse cada uma das peças.

Com a solução do sistema através de um método iterativo de solução, como o caso do *Método de Newton-Raphson* são determinadas as elevações de temperatura nos nós apresentados.

2.3 Considerações

O caminho da metodologia de dimensionamento percorrido nesse capítulo, desde a introdução de variáveis de máquinas elétrica, definição e modelagem eletromagnética, até a finalização de um modelo completo de elevação de temperatura, permite a construção conjunta de todas modelagens em uma rotina de cálculo computacional, como proposto inicialmente.

A relação entre o projeto térmico e eletromagnético está relacionado pelo fato da variação de temperatura alterar o valor da coercividade magnética do ímã permanente, o qual implica por afetar a indução de correntes elétricas nas bobinas, o que por sua vez, altera mais uma vez a temperatura dos ímãs devido a uma ligeira redução de efeito joule pela redução de circulação de corrente. Esse processo se repete indevidamente até que o modelo completo convirja para um valor final de dimensionamento com todas as características do gerador elétrico.

Em posse dessa rotina de cálculo, a mesma pode ser modelada por uma função numérica, a qual é trabalhada e otimizada na busca de valores ótimos de eficiência, custo e peso, que serão discutidos no capítulo seguinte.

Capítulo 3

Avaliação de Desempenho do Gerador Torus

A abordagem apresentada no capítulo 2 discutiu e apresentou métodos detalhados de dimensionamento unidimensional para uma máquina de fluxo axial a ímãs permanentes aplicada ao gerador *Torus*. Essa avaliação permite ao projetista uma visão completa do gerador e como cada variável de seu dimensionamento altera suas características, permitindo uma melhor solução de máquina, seja mais eficiente, mais barata ou mais leve.

Para solucionar problemas dessa ordem de complexidade, são utilizados processos de otimizações computacionais, dentre os quais, o adotado nesse trabalho foi o método de otimização determinística.

O processo de otimização é um artifício comumente conhecido, o qual faz uso do esforço computacional para solucionar um problema matemático de elevada ordem, cujo o objetivo é maximizar ou minimizar uma função. Durante o processo de cálculo são realizadas inúmeras comparações em um intervalo de tempo muito pequeno, necessitando assim de um elevado custo computacional.

Pela metodologia de cálculo proposta, a solução do dimensionamento da máquina é concluído com em cerca de 6 segundos em uma máquina com dois núcleos de processador. A partir desse, tem-se uma função que pode ser envolvida aplicada a diversos métodos de otimização, com o objetivo de obter um projeto ótimo. Para este trabalho, será considerado a redução de peso total, preço de matéria prima e aumento de eficiência como solução a se perseguir.

3.1 Otimização do gerador *Torus*

O algoritmo de cálculo, pode ser tratado como uma função matemática, a qual apresenta elevados graus de liberdade. Nessa função uma pequena perturbação em qualquer variável de entrada é capaz de gerar uma solução diferente.

No caso desse trabalho, o modelo matemático utilizado para representar a rotina de cálculo e aqui definida como “função de dimensionamento” e é apresentada pela Eq. (3.1).

$$[\eta, \text{Peso}, \text{Custo}] = f(J_a, A_m, B_{mg}, k_d, V_{nom_f}, p, a_p) \quad (3.1)$$

Foram considerados como parâmetros de entrada dessa função, a densidade superficial de corrente, a densidade linear de corrente, o valor de pico da densidade de fluxo magnético, a razão de diâmetros, o número de pólos e o número de condutores em paralelo (J_a , A_m , B_{mg} , k_d , V_{nom_f} , p e a_p). A utilização dessas variáveis não representa a totalidade de possibilidades que podem ser alteradas, sendo que essas poderiam ser utilizadas como por exemplo o número de condutores em série, diâmetro externo, classe do ímã permanente, dentre outros. A utilização dos parâmetros de entrada definidos a serem utilizados, demonstra ser satisfatório para trabalhar e otimizar o gerador elétrico. Essas variáveis também podem ser definidas por um vetor representados por:

$$x = [J_a, A_m, B_{mg}, k_d, V_{nom_f}, p, a_p] \quad (3.2)$$

No intuito de demonstrar o perfil matemático da função modelada, foram montadas algumas curvas de nível variando alguns desses parâmetros apenas na situação de três dimensões. Sua resposta é apresentada em função de sua eficiência, peso e custo respectivamente, como pode ser observado da Figura 3.1 a Figura 3.6.

Apesar de serem montados apenas com duas variáveis, é possível retirar algumas informações dos gráficos apresentados. O custo final na máquina quase não se altera com a variação da densidade linear de corrente, mas aumenta com caráter hiperbólico em função do aumento no número de condutores em paralelo. A variação da razão de diâmetros também demonstra ser pouco impactante para valores inferiores a 0,8.

No peso final da máquina, a razão de diâmetros apresenta pouca influência assim como o número de polos. Em contradição, ao diminuir o número de condutores em paralelo o peso do equipamento se eleva.

Com relação a eficiência, a avaliação é mais complexa sendo que não são observados padrões visíveis de relações dentre as simulações apresentadas.

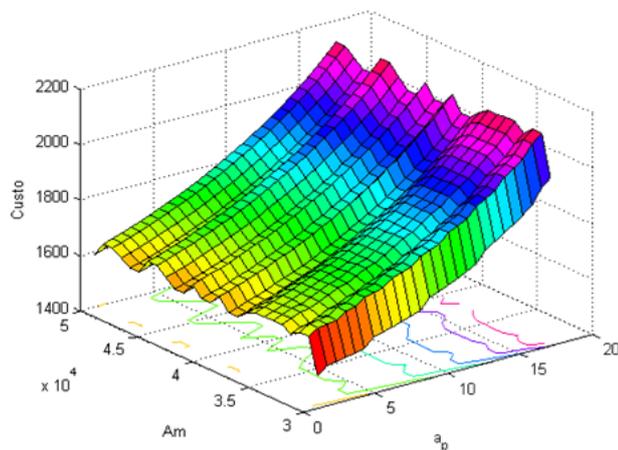


Figura 3.1: Curva de nível da função dimensionamento $Custo = f(A_m, a_p)$;
 $Custo = f(J_a, a_p)$

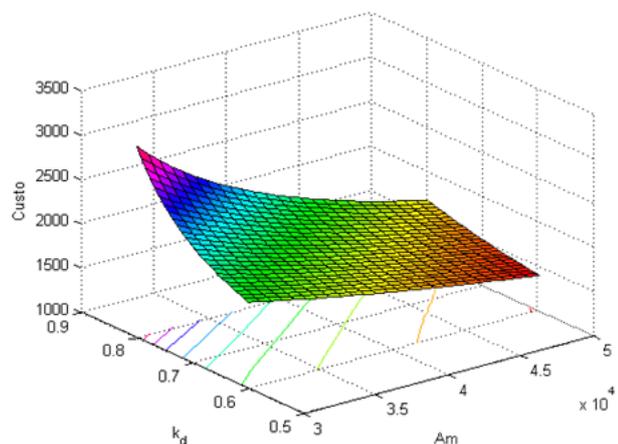


Figura 3.2: Curva de nível da função dimensionamento $Custo = f(A_m, k_d)$

A análise inicial norteia a melhor escolha de um algoritmo de otimização para uma “melhor” solução da função. O algoritmo utilizará do método de direção de busca, onde sua proposição é de maximizar ou minimizar a função perseguindo os seguinte objetivos:

- aumentar a eficiência da máquina, sem que gere custos elevados;
- garantir uma redução total de massa, buscando um baixo valor de inércia e melhorias no projeto estrutural.

A principal dificuldade na solução pode ser percebida através das curvas de nível apresentadas, pois essas possuem inúmeras soluções, que são tratados como mínimos locais. Esse comportamento dificulta a solução, pois o algoritmo de busca pode retornar um valor de mínimo e apresentá-lo como solução, sendo que esse se trata apenas de um mínimo local, e não um mínimo global.

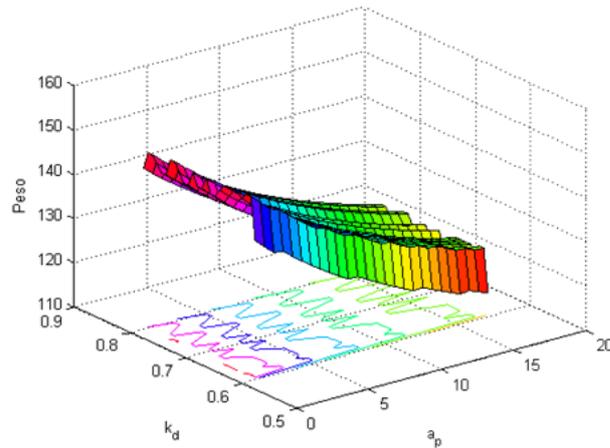


Figura 3.3: Curva de nível da função dimensionamento $Peso = f(k_d, a_p)$

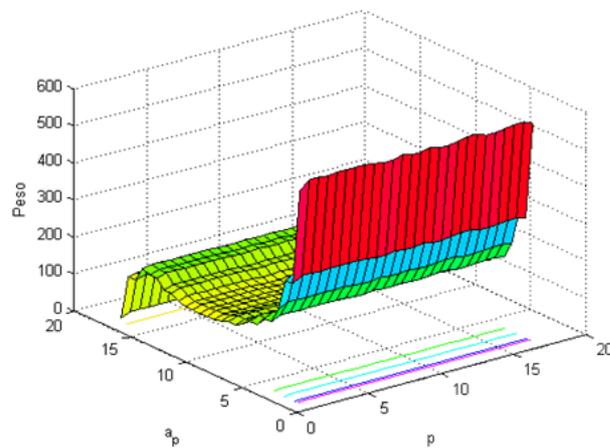


Figura 3.4: Curva de nível da função dimensionamento $Peso = f(p, a_p)$

Com o intuito de se testar o algoritmo, partiu-se para uma simplificação de solução, buscando otimizar apenas eficiência, e colocando como restrição os valores de peso e custo, ou seja, deve ser repetida a solução para que:

$$\begin{aligned}
 \text{maximizar} \quad & Eff = f(x) \\
 & Peso \leq \text{Valor de peso máximo estipulado} \\
 & Custo \leq \text{Valor de custo máximo estipulado}
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

3.1.1 Desenvolvimento do problema

O desenvolvimento de um algoritmo robusto não é o objetivo desse trabalho, dessa forma, optou-se pela utilização da ferramenta *ToolBox* de otimização oferecido pelo software *Matlab*.

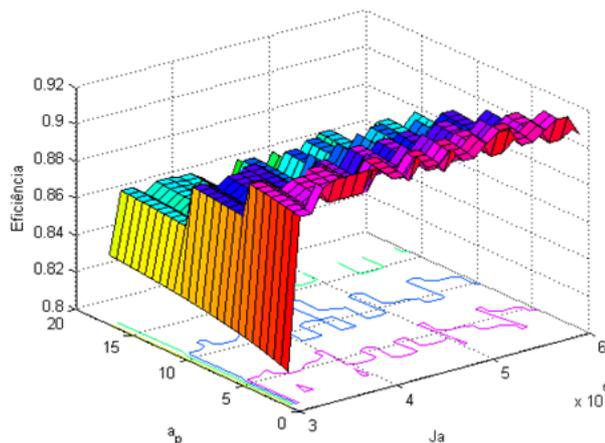


Figura 3.5: Curva de nível da função dimensionamento $Eficiência = f(Ja, a_p)$

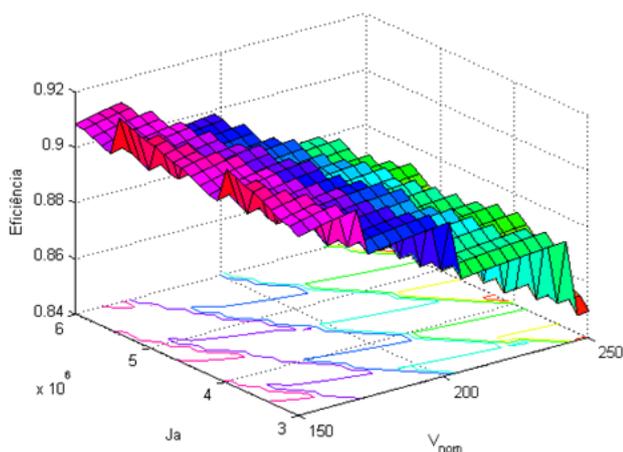


Figura 3.6: Curva de nível da função dimensionamento $Eficiência = f(Ja, V_{nom,f})$

A função utilizada foi a “*fmincon*”, sendo que este tem por objetivo encontrar o mínimo de uma função de várias variáveis dentre as restrições definidas como parâmetros de entrada.

3.1.1.1 Otimização sem restrições

A primeira tentativa de otimização utilizando o algoritmo foi feita ignorando a existência de restrições não lineares, executando o programa a partir de uma estimativa inicial e considerado um valor ótimo. Esse valor foi adquirido ao longo do processo de desenvolvimento da função de dimensionamento, e os limites superior e inferior foram definidos com relação ao que foi apresentado na Tabela 2.1, e são definidos abaixo:

$Eff = fmincon(fun, X_0, A, B, A_{eq}, B_{eq}, L_B, U_B, NONLCON, OPTIONS)$

$fun = 'DimensionaGerador'$
 $X'_0 = [Ja, Am, Bmg, kd, Vnom, p, ap]$
 $X_0 = [4.7 \times 10^6, 4.5 \times 10^4, 0.45, 0.7, 180, 8, 4]$
 $A = []; B = []; A_{eq} = []; B_{eq} = [];$
 $L_B = [3 \times 10^6, 3 \times 10^4, 0.4, 0.6, 150, 1, 1]$
 $U_B = [6 \times 10^6, 5 \times 10^4, 0.5, 0.8, 250, 17, 17]$

Para esses pontos de valores iniciais X_0 , a solução em eficiência retornada pelo algoritmo foi de 90,01%, convergindo em em cerca de 2 a 3 segundos.

Tabela 3.1: Resultado FMINCON X_0 ótimo

Eficiência	Peso	Custo
90,01%	129,14 kg	USD \$1800,90

Para se testar a confiabilidade desse resultado, ou seja, com o intuito de forçar o algoritmo de otimização a percorrer a função em busca do melhor valor de otimização, optou-se por considerar os piores casos de condição inicial, sendo esses os limites inferior e superior.

Nessas circunstâncias foi obtido como resultado uma eficiência de 84,91% partindo do limite inferior e 87,49% partindo do limite superior. Fica claro que o algoritmo ficou preso em um mínimo local e não conseguiu realizar uma busca completa pela função.

3.1.1.2 Otimização com restrições não lineares

Buscando simplificar a ideia de um algoritmo de otimização multiobjetivo, partiu-se do pressuposto que se deve ter como restrição um valor para o peso da máquina inferior a 500 kg e um valor de custo inferior a USD \$2000,00.

Recalculando o mínimo através da função, a condição inicial X_0 , a função convergiu da mesma forma, e apresentou os mesmos resultados da Tabela 3.1, enquanto que partindo dos limites inferiores a eficiência foi de 87,05% e dos limites superiores ela não chegou a convergir devido ao elevado número de iterações, fazendo com que o mesmo acabasse preso dentro de um looping infinito.

3.1.1.3 Avaliação da metodologia de otimização

A avaliação utilizando condições iniciais com os limites inferior e superior é uma escolha ruim, e foi importante apenas para comprovar o comportamento da função discutido anteriormente, com a existência de mínimos locais. Como o objetivo é otimizar a função modelada, o procedimento a ser adotado deve fornecer os dados que o operador considera ser ótimos e gerar pontos randômicos e adotando o resultado do melhor valor para inúmeros testes como solução.

Para demonstrar esse procedimento, gerou-se 30 variáveis randômicas e aplicou-se o método de busca e o resultado é apresentado na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Resultado FMINCON 30 repetições

Eficiência	Peso	Custo
91,21%	178,96 kg	USD \$2591,10

A solução apresenta superioridade de resultados comparado a solução anterior a anterior em eficiência, porém perde em peso e custo da máquina, como esperado devido ao método de restrições utilizado.

3.1.1.4 Classificação do algoritmos de busca Quase-Newton

Dentre os métodos de busca no campo da otimização, o método de direção de busca Quasi-Newton se destaca como sendo o mais apropriado para esse tipo de solução. Para testar qual algoritmo é mais apropriado, optou-se por testar dois dos mais famosos, o BFGS (Broyden–Fletcher–Goldfarb–Shanno) e o DFP (Davidon–Fletcher–Powell).

Devido ao fato do toolbox ter seu código fechado (blackbox), e por esse motivo não é possível obter um controle das variáveis de simulação, foi utilizado um algoritmo qualquer de BFGS e DFP, encontrado em bibliotecas públicas da rede.

A primeira dificuldade para a utilização do algoritmo está relacionada ao fato da função não ser derivável, como se faz necessário pelos métodos de busca. Dessa forma, partiu-se para a utilização de derivadas numéricas, como apresentado na Eq. (3.4), o qual pode agregar maiores erros ao sistema, impossibilitando uma convergência.

$$\frac{df(x)}{dx} = \lim_{l \rightarrow 0} \frac{f(x+l) - f(x)}{l} \quad (3.4)$$

O algoritmo Quase-Newton BFGS, trabalhando com restrições lineares conseguiu convergir com reduzidas iterações se comparado ao algoritmo de DFP. Dessa forma é definida a utilização desse algoritmo.

Como o objetivo desse trabalho não é aprofundar em estudos de inteligência computacional, e nem mesmo propor algum tipo novo de algoritmo, o estudo demonstrou que a ferramenta é realmente válida e robusta dentro das necessidades desse trabalho. A análise desse sistema de otimização possibilitou o avanço para uma otimização multi-objetivo, utilizando o ToolBox do Matlab através da função *FGOALATTAIN*. Nesse método, não houve a necessidade de um estudo avaliativo e comparativo, pois o mesmo manteve soluções ótimas, como esperadas após a análise mono-objetivo.

A função utilizada foi a “*fgoalattain*”, sendo seu objetivo a solução de problemas de otimização multi-objetivo.

Utilizando esse algoritmo é possível objetivar o máximo de eficiência, o menor custo, e o menor peso, sendo que para cada objetivo é adicionado a importância que esse objetivo desse ser alcançado. Na situação apresentada abaixo, é possível perceber que a eficiência é 10 vezes mais importante que a redução de custo e peso:

<i>Goal</i>	<i>Weight</i>
<i>Eff</i> = 100%	10
<i>Custo</i> = 0	1
<i>Peso</i> = 0	1

3.1.1.5 Resultados do dimensionamento da máquina Torus

O refino do método de otimização e a conclusão do algoritmo de dimensionamento, aliadas a escolha de alguns parâmetros de projeto, permitiu um considerável avanço em seu resultado após o processo de otimização como apresentado na Tabela 3.3.

A solução demonstra que houve um aumento no valor de eficiência da máquina e uma redução do custo de material ativo.

A escolha por materiais mais baratos em função da facilidade de usinagem acabou por agregar mais massa ao gerador, o que não representa uma parcela crítica de mérito a ser discutida, já que os ganhos agregados com custo e eficiência se tornam um atrativo.

A solução completa otimizada do gerador é apresentada no apêndice Chapter E.

3.2 Considerações

A solução apresentada nesse capítulo representa a importância e a necessidade de se desenvolver um estudo de otimização, agregando características únicas e

Tabela 3.3: Resultado comparativo da solução do dimensionamento antes e depois do processo de otimização simulados a 20°C de temperatura ambiente

Parâmetros	Valores típicos	
	Não otimizado	Otimizado
Potência nominal [kW]	10,3	10,7
Tensão nominal [V]	180	184,2
Corrente nominal [A]	32,1	33,6
Rotação nominal [rpm]	191	214,7
Número de pólos	8	8
Frequência nominal [Hz]	25,5	28,6
Diâmetro externo [mm]	516,5	560
Diâmetro interno [mm]	361,6	380
Eficiência [%]	89,06	91,6
Peso [kg]	133,8	160,5
Custo [USD\$]	1962,37	1336,38

diferenciais ao gerador que não são obtidas se não for empregado um algoritmo de otimização. Entretanto, faz-se necessária uma boa escolha do método de otimização, sendo que o algoritmo adotado deve ser avaliado para que o processo seja capaz de gerar soluções satisfatórias.

Capítulo 4

Considerações sobre o projeto estrutural e a montagem do Gerador Torus

Com o objetivo de percorrer todo o projeto de uma máquina elétrica, são apresentadas algumas considerações sobre o projeto estrutural desenvolvido. As análises foram realizadas utilizando o cálculo de elementos finitos, devido fato da complexidade geométrica da estrutura e sua dificuldade de modelagem analítica.

O projeto considerou a potência nominal de 10 kW e sua rotação nominal de 215 rpm. Dessa forma é possível estimar o torque teórico máximo através da Eq. (4.1).

$$T_{teorico} = \frac{P_{ger} + Perdas}{\frac{n_s \times \pi}{30}} \quad (4.1)$$

O valor de torque calculado equivale a 535 Nm, e as dimensões foram trabalhadas com base na função de dimensionamento otimizada e os resultados apresentados no capítulo anterior.

Uma preocupação quanto a produção, fabricação e custos, além de facilidade de montagem foram considerados no momento do projeto.

4.1 Projeto Estrutural do Gerador Torus

Dentre as atividades desenvolvidas, o projeto engloba o dimensionamento de todas as peças a serem fabricadas com base nas predefinições, a seleção de elementos

*OEM*¹, como rolamentos, pinos, travas, parafusos, englobando ainda o cálculo dos engastes mecânicos e a avaliação via elementos finitos das respostas estruturais estáticas. Analogamente todos os cálculos realizados consideram apenas carregamentos estáticos devido a ausência de torque pulsante em níveis críticos, seja por parte da rede elétrica, ou pela inércia da turbina eólica.

4.1.1 Introdução aos projetos e simulações

4.1.1.1 Carregamento estrutural de uma turbina eólica

A turbina eólica é responsável pela conversão da energia cinética das massas de ar, em energia mecânica. Para que esse processo ocorra, a energia é convertida em mecânica através da rotação do rotor da turbina. Através de uma avaliação desse sistema é possível constatar que o sistema está sujeito a diferentes tipos de carregamento de carga. Dessa forma, é possível considerar que os principais tipos de carregamento de uma turbina eólica de eixo horizontal são [Ribeiro, 2006]:

- Torque resultante de giro do rotor eólico
- Empuxo resultante do fluido na face do rotor eólico
- Carregamento gravitacional em função da massa do rotor eólico

O torque resultante do carregamento é responsável por produzir trabalho, o qual será transmitido ao gerador. As cargas provenientes do empuxo e a carga gravitacional são forças que devem ser suportadas pela turbina, assim como a força centrípeta e o momento torsor são resistidos pela própria pá, como pode ser observado através da Figura 4.1.

4.1.1.2 Regime de operação da turbina eólica

Considerando que o sistema possui grande inércia devido aos elementos rotativos, e ao acoplamento viscoso do ar com as pás, os carregamentos envolvidos na operação podem ser considerados estáticos para efeitos de cálculo e simulação do projeto estrutural. Esse fato pode ser exemplificado pelo princípio do acoplamento viscoso, o qual é responsável por transmitir a inércia do ar para as pás da turbina.

Devido ao grande comprimento da turbina e sua distribuição de massa, a inércia rotacional do sistema é grande, sendo que as variações muito rápidas de vento não irão ser transmitidas ao gerador, sendo que a inércia acaba por funcionar como um filtro de potência em alta frequência.

¹Original Equipment Manufacturer é uma modalidade diferenciada de distribuição de produtos originais, na qual eles são vendidos a outras empresas (chamadas de VAR, Value-Added Reseller) que montam os produtos finais a serem comercializados pelos consumidores finais.

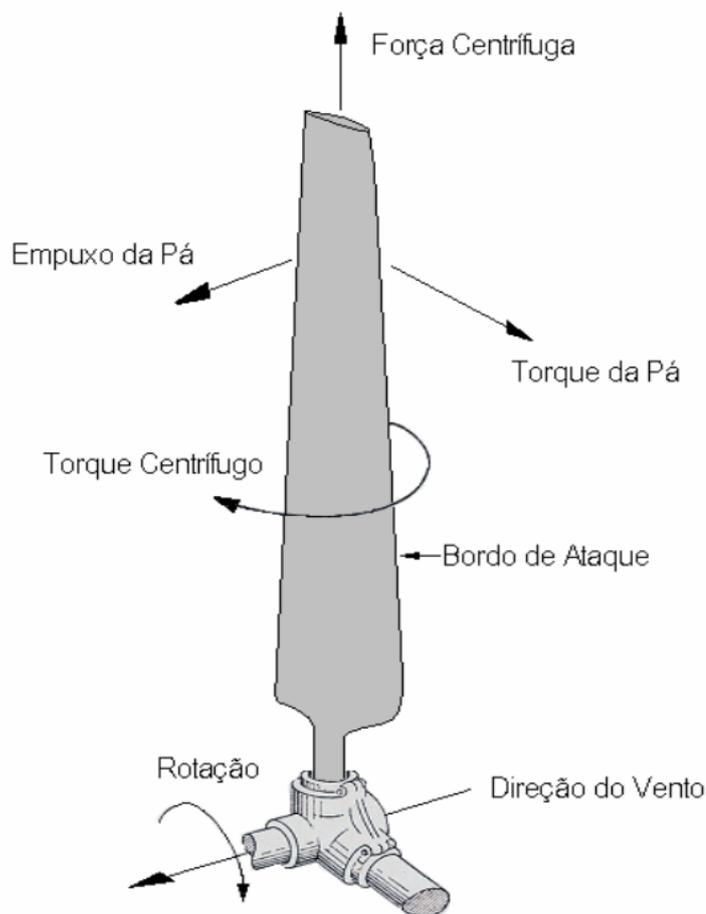


Figura 4.1: Cargas atuantes na pá da turbina[Ribeiro, 2006]

4.1.1.3 Modelagem dos caminhos de carga

O caminho percorrido pela produção de torque resistido pelo gerador, pode ser percorrido de acordo com:

- Entra pelo rotor externo, acoplado à turbina por flangeamento, dessa forma, o esforço é transmitido pelo atrito da flange com a face do rotor;
- É transmitido aos ímãs permanentes através de resina de epóxi de alta rigidez estrutural e fina espessura ($0,15 \pm 0,02$ mm);
- É transmitido as bobinas de cobre através da interação de campo magnético dos ímãs e os campos magnético gerados pela corrente que passa pelas bobinas;
- É transmitidos das bobinas para o material ferromagnético de estator através de forças de contato e normal;
- É transmitido por forças cisalhante a coroa do estator;

- É transmitido por um acoplamento chavetado ao eixo de sustentação;
- É transmitido à base por flangeamento do eixo.

Esses contatos foram calculados usando métodos de elementos de máquinas. Os parafusos foram dimensionados utilizando a norma ABNT NBR ISO 262:2004 [ABNT, 2004] e ABNT NBR 8800:2008 [ABNT, 2008], e o acoplamento chavetado seguiu a rotina apresentada por [Juvinall and Marshek, 2003]. Todas as tensões superficiais de cargas normais e cisalhantes foram verificadas tendo como base a suportabilidade de cada material sobre cada regime de carregamento.

4.1.2 Metodologia de projeto estrutural

O projeto mecânico do gerador pode ser definido em subitens, os quais são apresentados considerando a sequência metodológica:

- Definição das dimensões principais provindas do projeto elétrico
- Determinação das cargas e regime de operação da máquina
- Seleção de materiais para cada componente do gerador
- Seleção de rolamentos, parafusos, anéis trava
- Cálculo de acoplamentos
- Avaliação de carregamento estático via elementos finitos

4.1.2.1 Dimensões principais do Gerador Torus

Considerando o dimensionamento apresentado anteriormente, é possível modelar o torque absorvido, que será convertido em energia elétrica. Esse torque depende de parâmetros como corrente e densidade do fluxo magnético. O dimensionamento realizado foi suficiente para apresentar as principais dimensões que serviram de base para nortear o projeto mecânico, como apresentado na Tabela 4.1.

4.1.2.2 Regime de operação de carga

Para se modelar corretamente o regime de operação para a avaliação estrutural, é necessário a modelagem correta do torque do gerador elétrico no tempo. Dessa forma, foi montado o cálculo considerando a circulação de correntes puramente senoidais e os harmônicos espaciais gerados pela geometria do ímã, como apresentado na Figura 4.2.

A modelagem adotada para o cálculo do torque resultante pode ser apresentado por:

Tabela 4.1: Requisitos dimensionais oriundos do cálculo de desempenho elétrico

Dimensões de interesse	Valor [mm]
Diâmetro externo dos discos de estator	560
Diâmetro interno dos discos de estator	380
Espessura dos discos de estator	30
Espessura dos discos externos de rotor	20
Espessura do disco central de rotor	10
Espessura do entreferro (airgap)	2
Espessura das bobinas de estator em todas as direções	8
Espessura dos ímãs permanentes	8
Comprimento radial do ímã permanente	80
Espessura da carcaça	10
Distancia da carcaça para cabeça de bobina	5

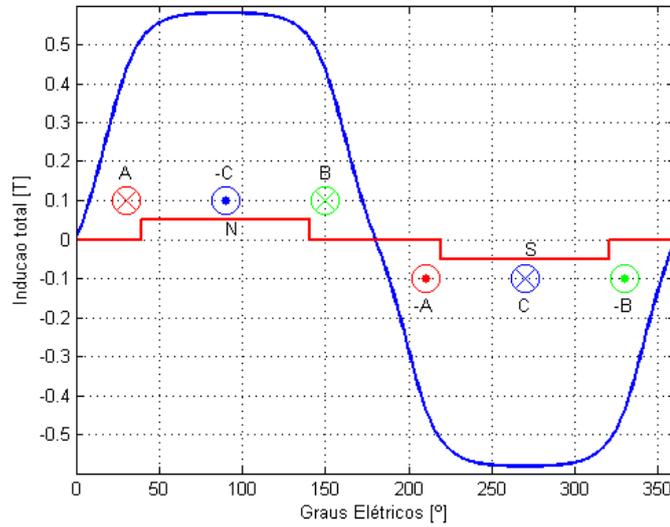


Figura 4.2: Modelagem do torque do gerador elétrico em função dos harmônicos espaciais

$$\begin{aligned}
 I_a &= I_{nom} \sin(\omega t) \\
 I_b &= I_{nom} \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\
 I_c &= I_{nom} \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right)
 \end{aligned} \tag{4.2}$$

Logo, a força em cada bobina por fase é dada pela Eq. (4.3) e o torque equivalente é dado pela Eq. (4.4):

$$\begin{aligned}
 F_a &= n_{est} \times I_a \times l_{PM} \times n_{esp} \times B_{mg}(\omega t) \\
 F_b &= n_{est} \times I_b \times l_{PM} \times n_{esp} \times B_{mg}\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\
 F_c &= n_{est} \times I_c \times l_{PM} \times n_{esp} \times B_{mg}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right)
 \end{aligned} \tag{4.3}$$

$$T_a = \frac{p(D_{out} - D_{in})}{2} \times (F_a + F_b + F_c) \tag{4.4}$$

A variação de torque no tempo da máquina foi calculada considerando a condição de carregamento nominal e a curva de torque foi montada e apresentada na Figura 4.3. A curva apresenta um torque variável, ou um torque flutuante (T_a) de cerca de 3% comparado ao valor do torque médio (T_m), demonstrando a não necessidade de um estudo aprofundado de fadiga.

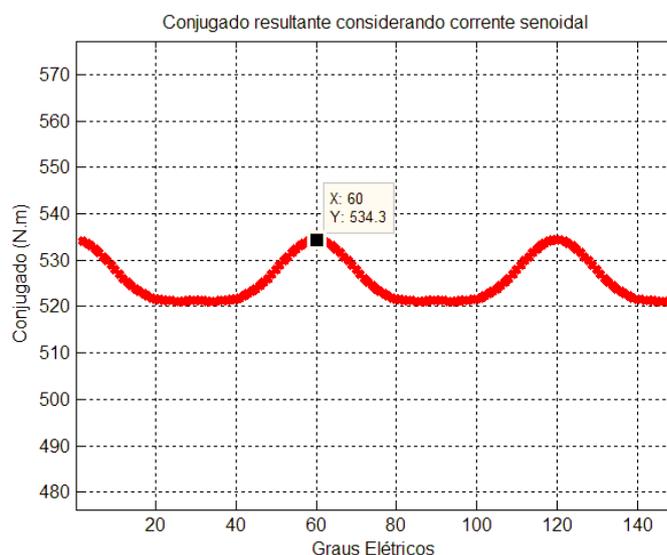


Figura 4.3: Variação do torque absorvido em função dos graus elétricos de giro da máquina

4.1.2.3 Seleção de materiais

A seleção dos materiais que compõem a máquina ficou restrita a parâmetros como adequação eletromagnética, peso e custo. Dentro desses parâmetros ainda foram consideradas ligas que apresentassem boa resposta mecânica e alta eficiência estrutural, visando uma maior rigidez estrutural e menor massa equivalente. Dentre os materiais eleitos é possível destacar:

- O aço SAE 1020, ou mais comumente conhecido ASTM A-36. Esse aço é facilmente encontrado no mercado, apresentando custo reduzido, alta rigidez estrutural e elevada permeabilidade magnética, sendo adotado para as peças de rotor externo e interno, além do eixo de sustentação;
- O material ferromagnético utilizado para o núcleo de estator foi o aço-silício de grão não orientado E110 da fabricante AcelorMital, com laminação de 0,35 mm e adequado para a aplicação com baixas perdas em geradores elétricos;
- A sustentação do material ferromagnético do estator é feita por uma peça de alumínio para evitar dispersão magnética na região inferior. Esse mate-

rial também possui elevada rigidez estrutural e permeabilidade magnética próxima a do vácuo.

4.1.2.4 Modelo 3D

O projeto base foi desenvolvido utilizando a ferramenta de desenho 3D SolidWorks, seguindo os dados da Tabela 4.1. Um refinamento foi desenvolvido até convergir em uma máquina mais esbelta. Este modelo foi usado para simular as peças estruturalmente através de elementos finitos. A modelagem final é apresentada na Figura 4.4.

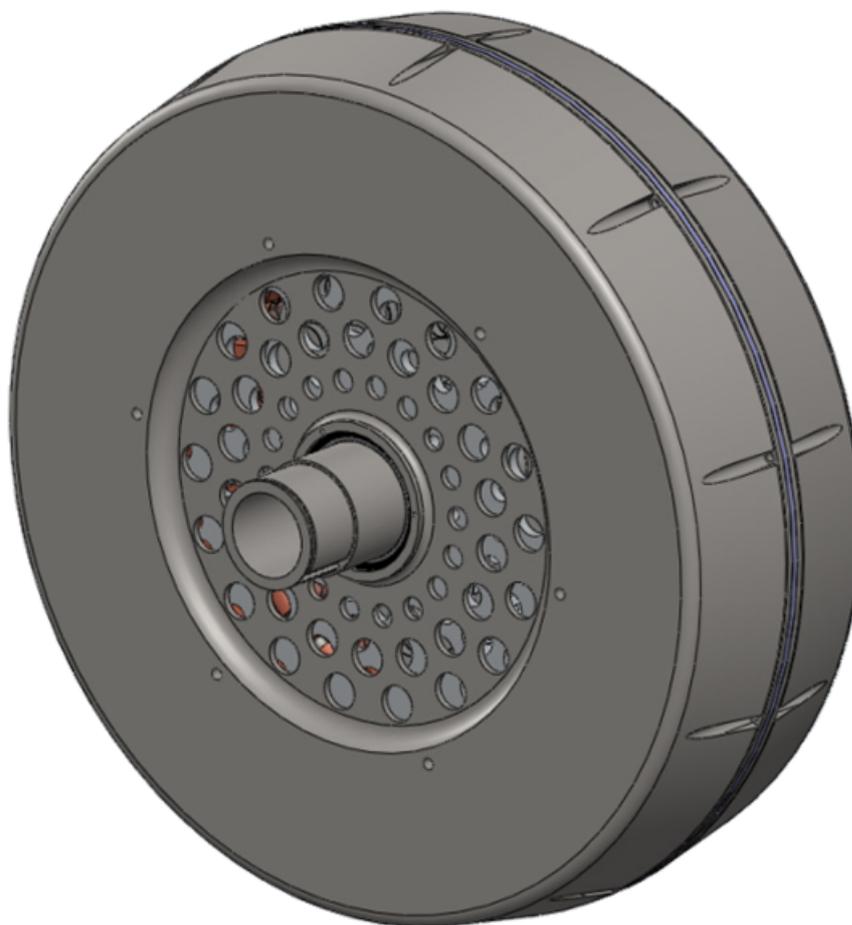


Figura 4.4: Imagem do gerador projetado em software 3D - Visão externa

4.1.2.5 Seleção de peças *OEM*

A partir das cargas predefinidas, foi possível a seleção de peças de fabricação terceirizadas baseadas na massa final e carregamento principal. Tendeu-se para seleção de componentes de alta resistência estrutural e baixo peso.

- Foram adotados rolamentos de esferas SKF nos diâmetros projetados da estrutura;

- Foram calculados a utilização de 10 parafusos M6 x 25 Classe 5.8, para a fixação do rotor externo a turbina;
- Foram calculados a utilização de 6 prisoneiros M8 x 50 Classe 12.9, para a fixação entre as peças de rotor.

4.1.3 Resultados e discussões

Os cálculos foram realizados através do software Solid Simulation, onde cada peça foi calculada utilizando as cargas de operação e considerando o seu próprio peso, além de um fator de segurança médio utilizado foi de 2.

Seguindo a cronologia apresentada, são discutidos os resultados de simulação individualmente. Estas serviram de base para se compreender o caminho do campo de tensões para os carregamentos impostos. O gerador em corte pode ser observada na Figura 4.5, assim como todas as geometrias utilizadas na simulação em versão final.

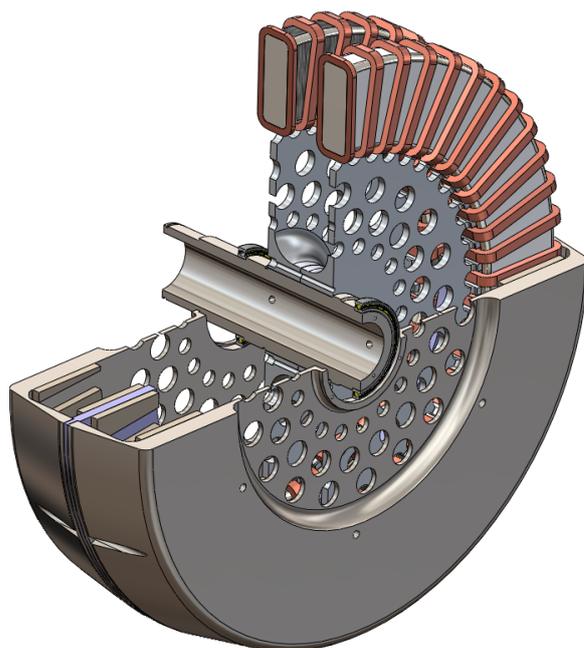


Figura 4.5: Vista em corte do gerador montado

4.1.3.1 Avaliação estrutural na peça de estator

O estator é composto pelo enrolamento da fita de aço-silício E110 ao redor de uma coroa usinada em alumínio. A coroa de estator é representada pela vista isométrica da geometria final na Figura 4.6. Sua geometria garante batentes laterais para auxiliar o enrolamento das bobinas, e ao mesmo tempo, em função

do elevado número de alívios da peça, se comporta como um “heat sink” para o calor gerado pelo estator. A peça final de estator será composta pelo enrolamento da fita de aço silício sobre a coroa de sustentação, envolta pelo enrolamento do cobre.



Figura 4.6: Modelo 3D da coroa do estator

As bobinas foram definidas a partir do dimensionamento eletromagnético, e as mesmas apresentam carregamento estrutural relativamente pequeno. A fita de aço silício não foi modelada pelo fato da transmissão de carga mecânica passar parcialmente da bobina para a coroa do estator, ou seja, caso a peça da coroa seja robusta para suportar as cargas de operação, não existem limitações estruturais para a o aço silício.

Modelando o caso para essa peça de sustentação, toda a transmissão de torque é transferido para o eixo central, logo a necessidade de análise foi realizada apenas para essa peça.

O carregamento de torque é descrito pelo seguinte caminho, através da coroa pelas faces externas que estão em contato com a fita de aço e pelas laterais do dente em contato com as bobinas de cobre.

A peça é restrita ao acoplamento cilíndrico com o eixo, sendo o torque transmitido por uma chaveta, a qual pode ser observada na Figura 4.7 no detalhe da solução numérica para o modelo de elementos finitos na região de acoplamento.

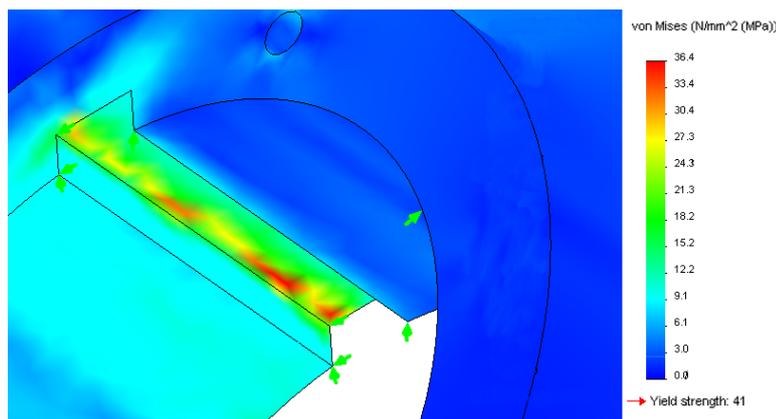


Figura 4.7: Resultado da análise em elementos finitos na coroa do estator

Em modo de validação, a modelagem analítica foi desenvolvida, onde a tensão normal de acoplamento pode ser calculada de acordo com a memória de calculo apresentada na Tabela 4.2:

Tabela 4.2: Memória de calculo da peça de coroa de alumínio

Raio de aplicação	$r_{eixo} = 42 \text{ mm}$
Torque efetivo	$T_{efetivo} = 270 \text{ Nm}$
Largura da face	$t_{chav} = 5 \text{ mm}$
Comprimento da face	$w_{chav} = 40 \text{ mm}$
Força incidente	$F_{chav} = \frac{T_{efetivo}}{r_{eixo}} = 6,429 \times 10^3 \text{ N}$
Tensão de compressão	$\sigma_{chav} = \frac{F_{chav}}{t_{chav}w_{chav}} = 32,143 \text{ MPa}$

Como a deformação plástica da peça de alumínio ocorre na faixa de 250 MPa, é considerada bem dimensionada a peça, pois a máxima tensão obtida é equivalente a 36 MPa no interior do acoplamento da chaveta.

A correspondência de resultados garante a validade do método de elementos finitos além de uma elevada precisão visual, pois é possível observar geometricamente as regiões com maior tensão sobre o material, favorecendo muitas vezes a prevenção de um erro de projeto, e até mesmo uma otimização geométrica.

4.1.3.2 Cálculo de esforço estrutural no rotor externo acoplado à turbina

A geometria da peça final do rotor que será conectado à turbina pode ser observada na Figura 4.8. Esta peça recebe o torque da turbina em uma pequena área de sua superfície externa, transmitindo-o parte para os outros dois rotores e para os ímãs montados na sua superfície interna. Da mesma forma, o componente suporta metade do peso das partes girantes do gerador e metade do peso da turbina, pois o rotor da turbina está diretamente conectado ao gerador, sendo que o mesmo permanece em balanço, sendo esta carga transmitida para o eixo via acoplamento por rolamento.

Tabela 4.3: Memória de cálculo de parafusos para acoplamento da carcaça com o rotor eólico

Torque a ser transmitido	$T_{efetivo} = 270 Nm$
Área de transmissão de carga	$A_{trans} = 23936 mm^2$
Raio de transmissão de carga	$R_{trans} = 297 mm$
Força de transmissão de carga	$F_{trans} = \frac{T_{efetivo}}{R_{trans}} = 909,091 N$
Fator de atrito	$\alpha_{fr} = 0,1$
Força nos parafusos	$F_{paraf} = \frac{F_{trans}}{\alpha_{fr}} = 9,091 \times 10^3 N$
Tensão de ruptura	$\sigma_{rup} = 0,5 GPa$
Índice de tensão de escoamento	$\iota_{esc} = 0,8$
Diâmetro do parafuso	$D_{paraf} = 8 mm$
Fator de segurança	$FS = 3$
Força axial por parafuso	$F_{axialparaf} = \frac{\sigma_{rup} \iota_{esc} \frac{\pi D_{paraf}^2}{4}}{FS} = 2,13 kN$
Número de parafusos	$N_{paraf} = \left(\frac{F_{axialparaf}}{F_{paraf}} \right)^{-1} = 1,44$



Figura 4.8: Modelo 3D do rotor externo

Os parafusos de acoplamento foram calculados analiticamente para o acoplamento entre os rotores [Pereira, 2005, Provenza, 1990], como apresentado na Tabela 4.3. As cotas das peças foram obtidas em função da modelagem geométrica da peça.

Com o intuito de diminuir os efeitos de flambagem na superfície, foram utilizados dez parafusos para a conexão entre o rotor externo e a turbina eólica.

Tabela 4.4: Memória de calculo de parafusos para acoplamento entre rotores externos

Área de transmissão de carga	$A_{trans} = 23376 \text{ mm}^2$
Raio de transmissão de carga	$R_{trans} = 180 \text{ mm}$
Força de transmissão de carga	$F_{trans} = 2,972 \times 10^3 \text{ N}$
Fator de atrito	$\alpha_{fr} = 0,1$
Força nos parafusos	$F_{paraf} = 2,972 \times 10^4 \text{ N}$
Tensão de ruptura	$\sigma_{rup} = 1,2 \text{ GPa}$
Índice de escoamento	$\iota_{esc} = 0,9$
Diâmetro do parafuso	$D_{paraf} = 8 \text{ mm}$
Fator de segurança	$FS = 3$
Força axial por parafuso	$F_{axial_{paraf}} = 18,09 \text{ kN}$
Número de parafusos	$N_{paraf} = 0,1642$

Para o acoplamento com o flange da turbina os cálculos são realizados segundo a Tabela 4.4:

A análise demonstrou que não existem limitações estruturais que exerçam a necessidade da utilização de parafusos, contudo foi adotado a utilização de seis prisioneiros classe² 12.9, sendo que a avaliação da distribuição de tensões resultantes pode ser observada na Figura 4.9.

Considerando que o limite de escoamento do aço está na faixa de 350 MPa, é possível concluir que a peça irá operar de forma segura para o carregamento de operação.

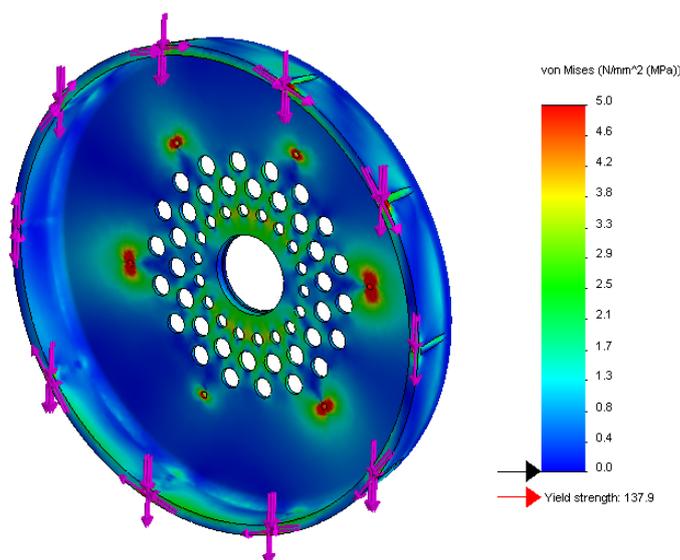


Figura 4.9: Análise em elementos finitos da peça de rotor externo

Devido a facilidades construtivas e custos, a peça de rotor é feita inteira-

²A classe de um parafuso é definida como: Classe $\frac{\sigma_{rup}}{100} \cdot \iota_{esc}$

mente em aço em função das necessidades magnéticas. O aço possui uma ótima resposta estrutural, e dessa forma é possível perceber na Figura 4.9 tensões de baixa amplitude, em cerca de menos que 5 Mpa.

4.1.3.3 Cálculo de esforço estrutural no rotor externo livre

No rotor externo livre, em contrapartida a sua peça espelho, esta sujeita a um carregamento pouco diferente ao acoplado à turbina, o torque vai somente dos ímãs para o acoplamento com os outros rotores. Da mesma forma, o componente também deverá suportar metade do peso dos elementos girantes. A opção por produzir os dois rotores idênticos se deve ao fato de buscar uma redução razoável de custos no projeto, e como o carregamento será inferior ao primeiro, não existe a necessidade da reanálise estrutural para essa peça.

4.1.3.4 Cálculo de esforço estrutural no rotor central

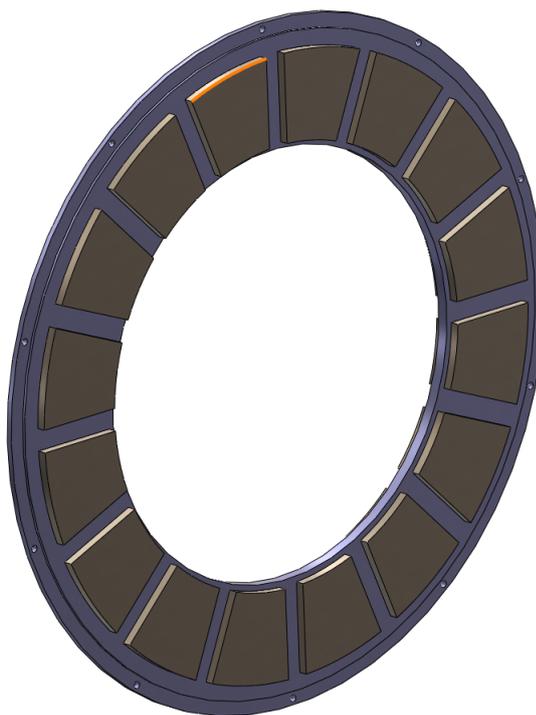


Figura 4.10: Montagem do rotor central com os ímãs

O rotor interno é um disco de torção, recebendo a carga do contato com os demais rotores e transmitindo para os ímãs em suas superfícies laterais internas. De forma análoga ao estudo desenvolvido para o rotor externo, é desenvolvida uma análise de carga estrutural nessa peça através de elementos finitos como pode ser apresentado na Figura 4.11.

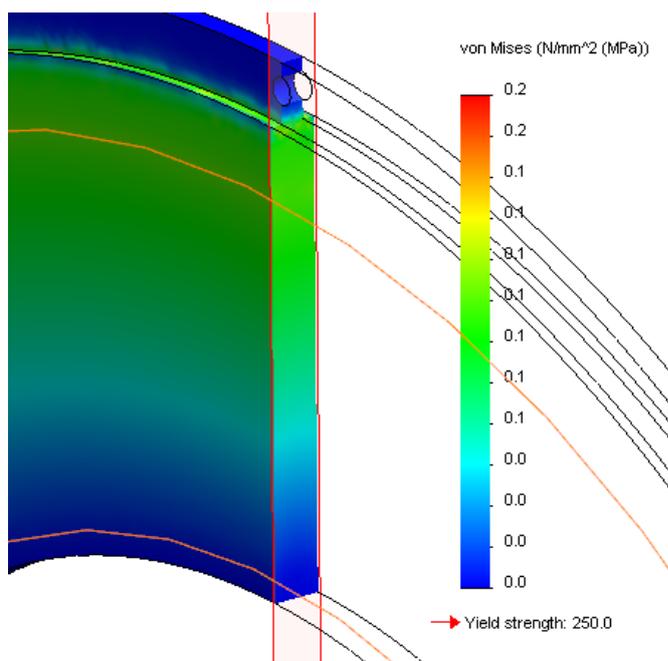


Figura 4.11: Resultados de elementos finitos para o rotor interno

Os índices de carga são ainda menores aos apresentados para as peças de rotor externo, o que garante a aprovação estrutural dessa estrutura.

A expectativa inicial de que seria necessária um material com a metade da espessura dos estatores externos para suportar a carga estrutural não se concluiu, sendo que sua geometria poderia ser de espessura menor o que não implicaria em efeitos negativos para a modelagem eletromagnética, reduzindo custos e peso total da máquina elétrica.

4.1.3.5 Cálculo de esforço no eixo de sustentação

Pelo fato do gerador ser uma topologia de carcaça girante, todos os cabos irão passar por dentro do eixo, dessa forma existe uma restrição geométrica quanto ao espaço interno do componente, que deve apresentar um diâmetro suficiente para receber todo o cabeamento, como pode ser observado na Figura 4.12. Esse fato também justifica a dimensão de seu diâmetro externo.

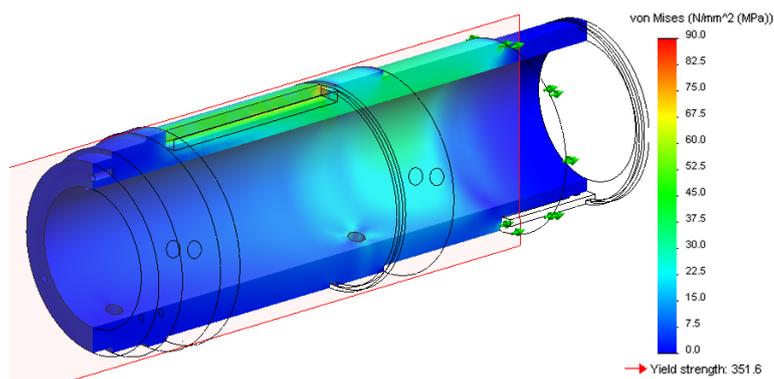


Figura 4.12: Resultados da modelagem em elementos finitos para o eixo

O eixo suporta todo o peso do gerador e da turbina, que são aplicados em sedes de rolamentos. Além disso, o torque da turbina é recebido na região de engaste dos estatores por um acoplamento de chaveta e resistido pela flange de fixação à base. Os resultados quanto à análise em elementos finitos com todas as cargas são visualizados na Figura 4.12.

Através da análise dos resultados é possível notar uma concentração de tensão na região de acoplamento com o flange de fixação de cerca de 90 MPa, tais concentradores de carga podem implicar na fadiga do material, mesmo estando esse com valor 4 vezes mais baixo ao suportado pelo material. A remodelagem e reprojeto da região serão realizadas para as próximas máquinas a serem desenvolvidas futuramente no laboratório.

4.2 Reavaliação de Impactos da Geometria 3D no Projeto Eletromagnético

O dimensionamento discutido no capítulo 2 foi feito baseando-se em modelos unidimensionais e desconsiderando as relações geométricas e suas influências. Finalizado o processo de modelagem estrutural e definida a estrutura, faz-se mandatório uma reavaliação utilizando a geometria 3D para análise.

O objetivo da simulação é garantir que as linhas de fluxo ainda cortem as bobinas sem que apareça dispersões não consideradas para um modelo em duas dimensões. Em um modelo 3D, o modelo ganha uma nova dimensão e um novo caminho possível de fluxo.

A modelagem e simulação foi realizada utilizando o “Comsol Multiphysics” com base nos desenhos desenvolvidos no Solidworks. A princípio, a preocupação envolve o fato da máquina possuir sua carcaça em aço (SAE 1020), o que produz uma blindagem eletromagnética. Considerando que esse material possui alta permeabilidade magnética, as linhas de fluxo magnético geradas pelo ímã

permanente podem tender a percorrer o caminho através desse, contrariamente ao caminho projetado de gap de ar, gerando assim uma dispersão magnética maior e não contabilizada inicialmente. Como pode ser observado na Figura 4.13 e Figura 4.14, onde foram recortados fatias do módulo da densidade de fluxo no interior da máquina. O fluxo sofre uma pequena dispersão para a carcaça, contudo, essa dispersão não afeta a densidade de fluxo total que corta os condutores, sendo que, no estator a densidade de fluxo apresenta valor bem próximo ao calculado analiticamente por todo o seu volume de massa. Esse valor demonstra que o material está operando no joelho da curva de saturação, como discutido no capítulo 2 através da Figura 2.19, o que valida a qualidade de projeto.

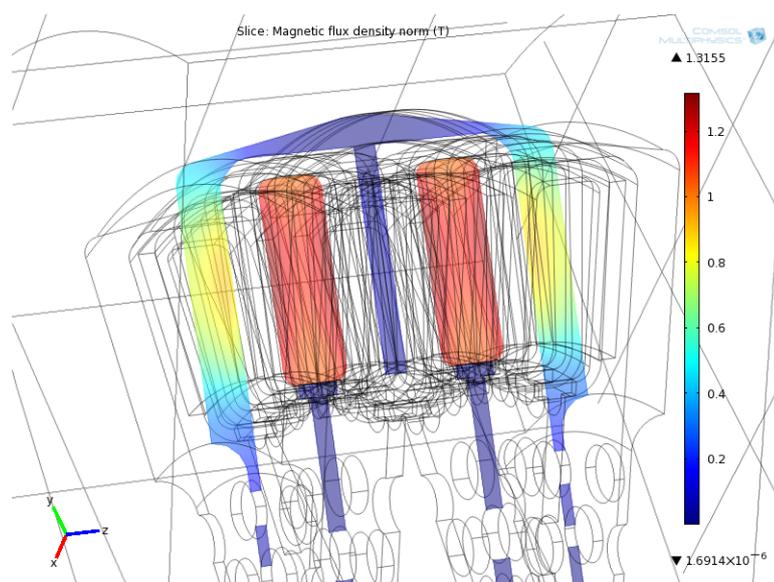


Figura 4.13: Simulação em corte [90° elétricos] da densidade de fluxo na máquina *Torus*

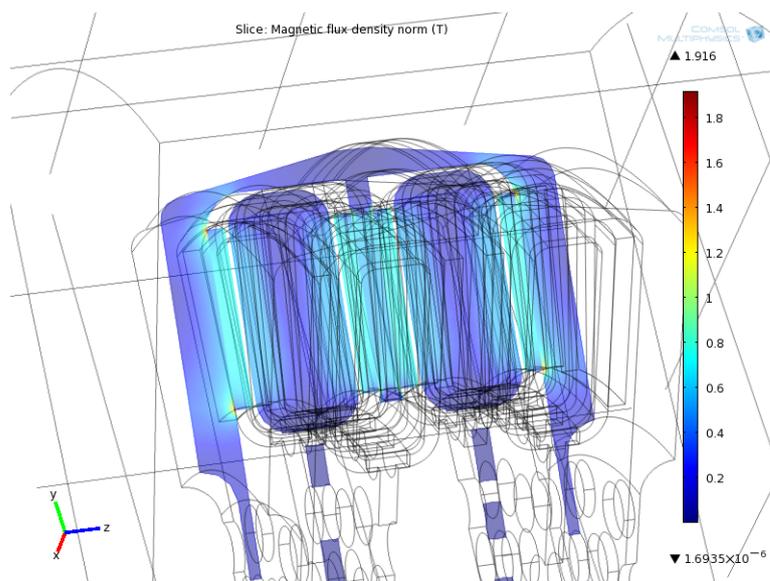


Figura 4.14: Simulação em corte [45° elétricos] da densidade de fluxo na máquina *Torus*

Na Figura 4.15, o módulo da densidade de fluxo superficial também se mantém equivalente ao modelo unidimensional apresentado, sendo possível observar valores de densidade de fluxo no entreferro de 0,6T e permitindo concluir que a geometria modelada em 3D não alterou de forma negativa o caminho magnético, e dessa forma, a resposta elétrica deve ser fidedigna ao modelo unidimensional.

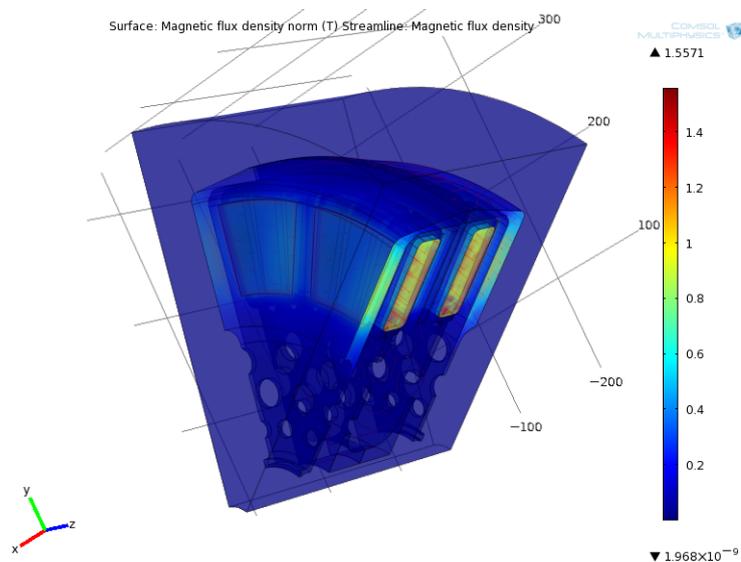


Figura 4.15: Simulação volumétrica da densidade de fluxo na máquina *Torus*

4.3 Posicionamento de Sensores de Torque e Posição

Para validar os valores calculados, optou-se pela utilização de um torquímetro para medir não só o torque do gerador na bancada de testes e possivelmente na turbina eólica.

Pelo fato da máquina operar em balanço com o seu eixo fixo e a carcaça girante, é necessário um torquímetro de eixo estático. Essa solução também deve permitir a passagem dos cabos pela sua estrutura interna. Dessa forma, a solução desenvolvida foi adquirir um torquímetro vazado, funcionando como uma continuação do eixo. A solução do acoplamento é apresentada na Figura 4.16, através da utilização de um torquímetro adquirido HBM TBA/500Nm.

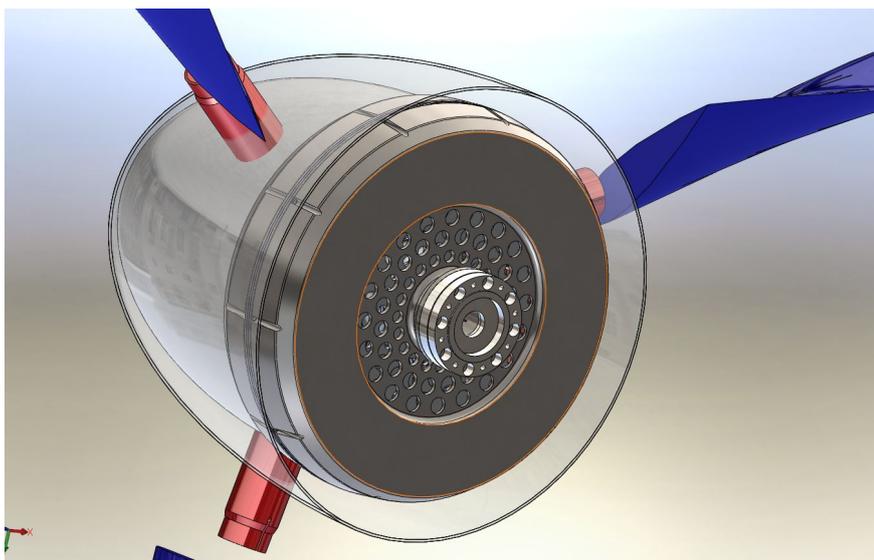


Figura 4.16: Solução de acoplamento do gerador a torre através do transdutor de torque

Para o controle de potência do inversor elétrico, será testado um sistema sem encoder através da estimativa da posição. Esse sistema será validado com a adição de um encoder. Considerando que o eixo é fixo e oco, a solução proposta consiste em posicionar o encoder no interior do eixo. Essa abordagem demandou a necessidade de encoders mais pequenos e robustos e o desenvolvimento de uma pequena interface de acoplamento, como pode ser observado na Figura 4.17. O encoder adotado foi o MA3 da fabricante US Digital.

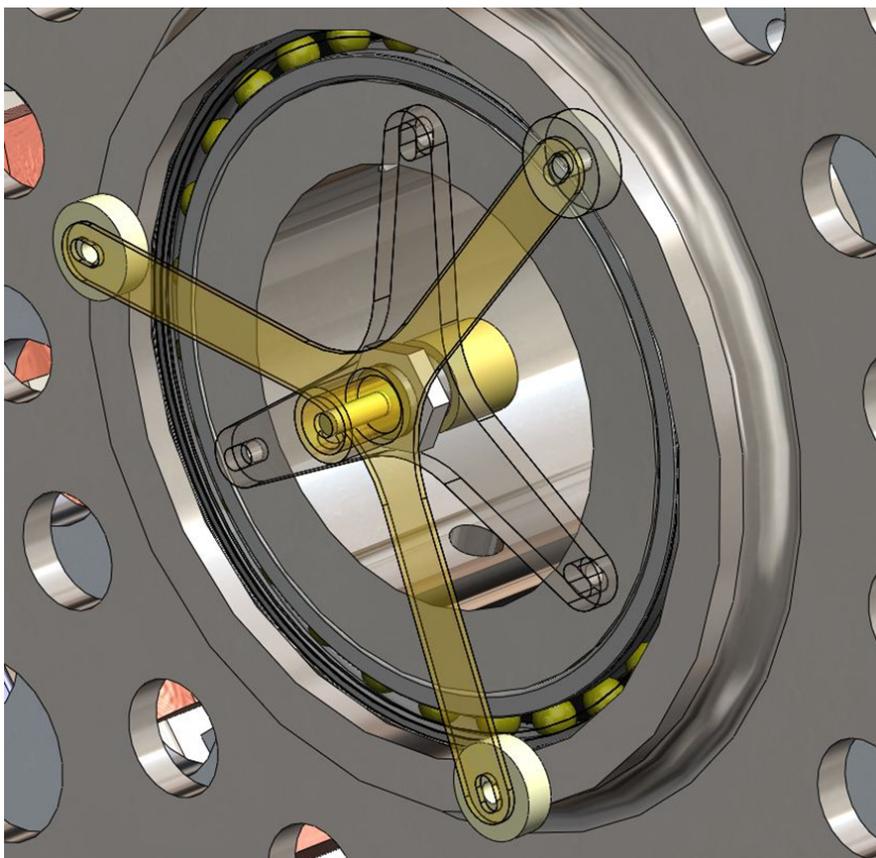


Figura 4.17: Solução de acoplamento do encoder no eixo do gerador

4.4 Montagem do Gerador

A montagem do gerador elétrico deve ser tratada como uma parte adicional importante no projeto devido ao elevado grau de complexidade nesse procedimento, pois estão envolvidas geometrias complexas, torques elevados, alinhamentos precisos, elevadas forças de atração e elevado grau de dificuldade para montagem do estator.

4.4.1 Montagem do Estator

Considerando que o rotor é basicamente, uma peça rígida de um único material usinado no qual são colados ímãs permanentes, uma preocupação maior é dada ao estator pelo fato desse ser a junção de diversas peças e materiais diferentes.

O estator envolve a interface de três materiais diferentes sendo o cobre, o aço e o alumínio. O fato de não existir nenhum tipo de fixação entre esses proporcionou um estudo delicado. Nesse sentido, a colaboração da empresa DATA Engenharia se fez de grande valia, a qual apresentou inúmeros métodos possíveis para se solucionar esse problema, e ao mesmo tempo se ofereceu como parceiro

no auxílio da construção e montagem. Um descritivo detalhado envolvendo as preocupações individuais é discutido em caráter discriminativo, com o intuito de se montar a peça apresentada na Figura 4.18.

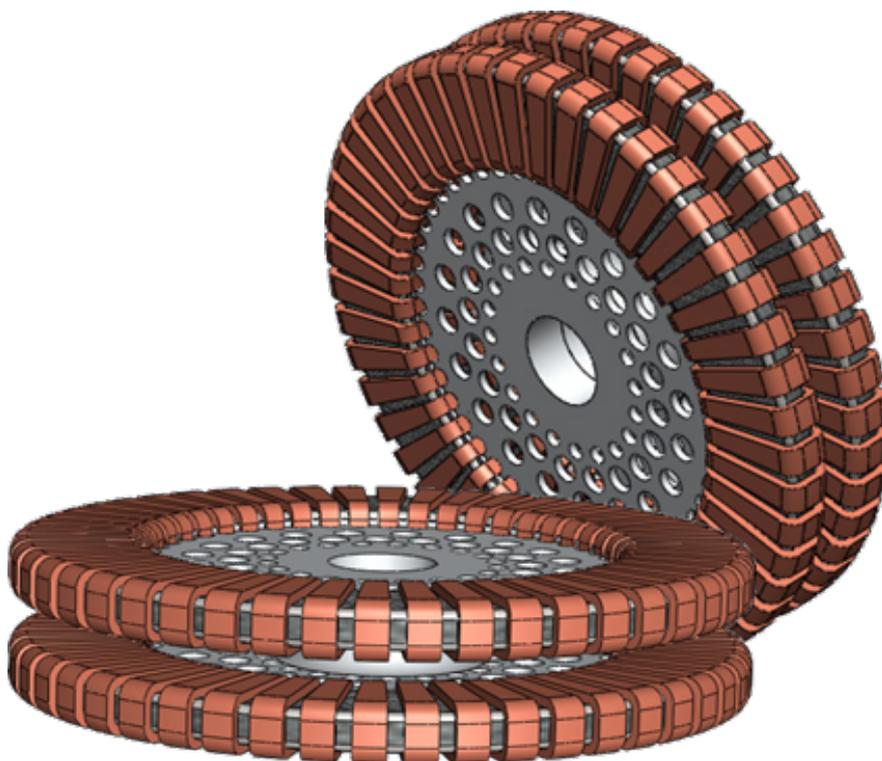


Figura 4.18: Modelo 3D das peças de estator em duas vistas

4.4.1.1 Fabricação da Coroa de Estator

A opção do material adotado para a coroa foi baseado na oferta no mercado, a facilidade de usinagem, baixa permeabilidade magnética, baixo valor de massa, alta densidade de rigidez mecânica e alta condutância térmica. Dessa forma, a opção foi a utilização do alumínio.

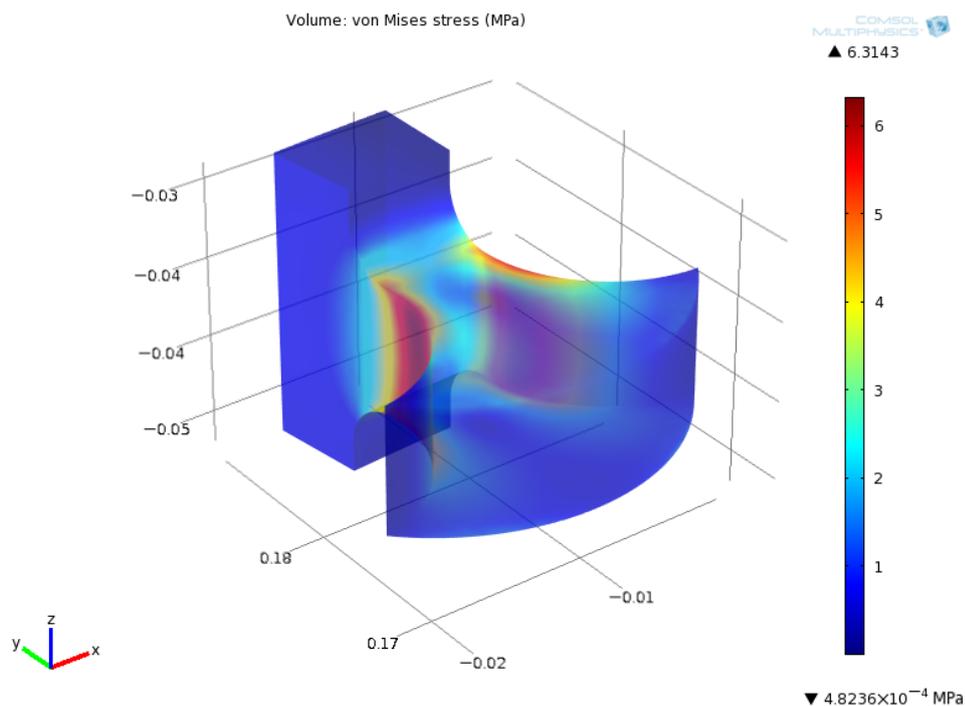


Figura 4.19: Simulação da tensão de carga no dente da coroa em elementos finitos

A escolha do material acarreta alguns problemas. O alumínio e o aço estarão diretamente em contato o que proporciona uma corrosão galvânica. Essa corrosão acaba por gerar uma espécie de poeira branca na interface dos materiais, dificultando em alguns casos a sua separação. Esse fenômeno ocorre quando na presença de um eletrólito, no caso a água. Estruturalmente não foi encontrado nenhum relato de deficiência estrutural por corrosão entre as duas peças. Dessa forma, com o intuito de diminuir a velocidade na qual o processo ocorre, a opção foi de utilizar uma camada de resina para evitar a penetração de umidade na interface das peças.

A principal vantagem com relação a essa peça se deve ao fato da mesma possuir duas finalidades, sendo de servir de sustentação a fita de aço silício e servir de suporte e molde para a montagem da bobina. Para que a sustentação atenda ao torque demandado, os dentes da peça devem sustentar a tensão superficial em uma faixa segura antes que ocorram deformações no material. Da mesma forma, os espaços entre os dentes deve ser suficiente para que o bobinamento seja realizado sem muitas dificuldades. Utilizando o Comsol Multiphysics, foi simulado apenas o dente da peça para se estimar o menor valor aceitável antes que o mesmo prejudicasse a peça. O resultado da simulação pode ser observado na Figura 4.19, onde é possível observar concentradores de cargas nas laterais com valores inferiores ao suportado pelo material, garantindo que o mesmo não sofrerá deformação e garantindo a segurança do projeto.

O processo de fabricação parte da usinagem de um “blanque” em um torno para posteriormente ser usinado em *CNC* (Controle Numérico Computadorizado). O processo pode ser observado no grupo de imagens da Figura 4.20 e descrito pelas seguintes etapas:

- Usinagem no torno;
- Preparação e programação do CNC;
- Usinagem da curvatura da geometria;
- Usinagem dos dentes;
- Furação dos alívios da coroa.



Figura 4.20: Processo de usinagem da coroa em alumínio do estator

4.4.1.2 Fita de aço silício



Figura 4.21: Fita de aço silício E110 protegida

A fita ferromagnética do estator, apresentada na Figura 4.21, deverá ser enrolada ao redor da coroa de alumínio, sendo assim, centrar a fita à coroa, e garantir que durante o processo de enrolamento e operação do gerador a fita não deslize na direção axial necessitou de um estudo detalhado. A adoção de batentes laterais foi descartada, pois os batente contribuiriam com perdas por corrente de *Foucault*, elevando ainda mais a temperatura no interior do gerador.

A utilização de uma resina/epóxi (*Huntsman, AV138/HV998 – Resina/Endurecedor*) de alta densidade cuja resistência de cisalhamento é equivalente a 11,5 MPa se apresentou como a melhor solução para o problema, sendo que a mesma suporta temperaturas de até 120°C compatível ao regime de operação do gerador.

A primeira vista, a aplicação da araldite solucionaria o problema, suportando com segurança a tensão de cisalhamento superficial entre a coroa e a fita de silício, porém existe uma força atuante na direção axial devido a força de atração magnética entre a fita de aço e os ímãs permanentes.

Na situação final, onde a máquina está montada, a simetria da máquina gera uma força magnética resultante aproximadamente zero, não gerando forças

significativas nessa situação, contudo na situação de montagem, quando as peças são aproximadas individualmente existe uma preocupação quanto a força de atração que deve ser considerada e calculada.

4.4.1.3 Força magnética de atração estator-ímãs

A estimativa da força de atração baseada na formula de *Maxwell's Stress Tensor*³ [Griffiths, 1999, Gieras et al., 2008] pode ser apresentada por:

$$F_{MaxStr} = \frac{B^2 A}{2\mu_0} 2p \quad (4.5)$$

A avaliação do resultado se demonstra um pouco inconsistente devido ao fato de ela ser válida somente para situações as quais $e_{PM} > g$. Para o caso estudado essa situação não é verdadeira sendo necessária uma reavaliação.

A segunda abordagem e de maior confiabilidade envolve a simulação 3D em elementos finitos utilizando o Comsol Multiphysics, como apresentado na Figura 4.22. Simulado em situação de simetria, o valor para a força de atração foi maior que o valor calculado analiticamente como pode ser observado de acordo com o comparativo na Tabela 4.5. Nessa figura, o volume total da peça se apresenta com a mesma colocação (verde) em função da força magnética atuar no volume do material. Devido a Lei de ação e reação, as peças de rotor e estator são atraídas com a mesma força de atração, as quais são retransmitidas as demais peças.

³A formula de Maxwell Stress Tensor é um objeto matemático em Física utilizada no electromagnetismo clássico para representar a interação entre forças elétricas e magnéticas para aplicação de momento mecânico.

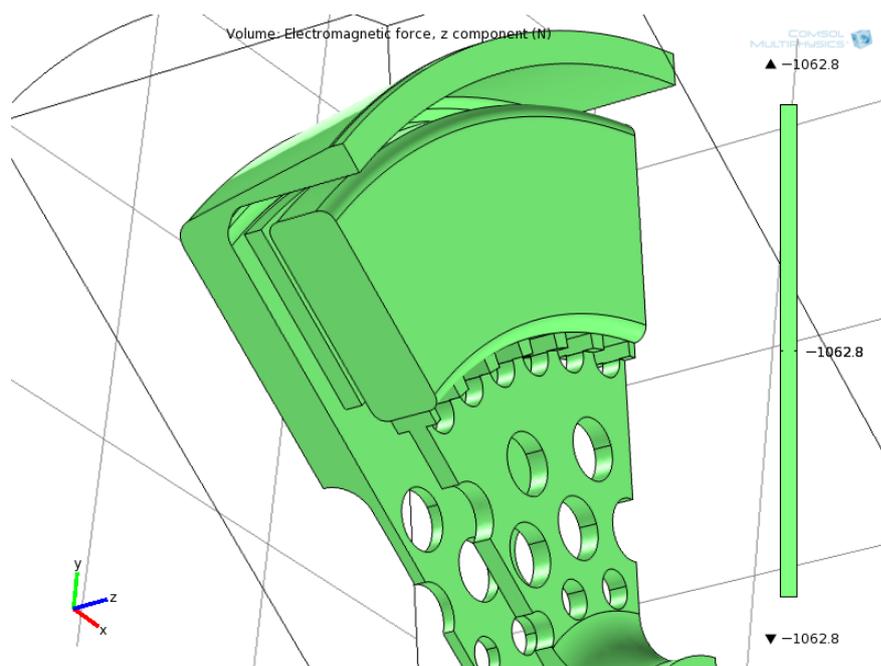


Figura 4.22: Simulação da força de atração entre as peças de estator e ímãs em elementos finitos

Tabela 4.5: Tabela comparativa entre os métodos de cálculo de força

Método Analítico	Elementos finitos [3D]
520,6 kgf	850,24 kgf

A discrepância nos valores não confirma que o valor de atração será confiável, apesar da validade do método utilizando elementos finitos ser maior, seria imprudente concluir que o mesmo está correto devido a discrepância entre os valores calculados e medidos.

De acordo com as especificações da araldite, o mesmo deverá ser capaz de suportar essa tensão sem que as duas peças se descolem. Contudo, considerando o fato da araldite ser um material pastoso e seu método de aplicação interferir diretamente no valor da suportabilidade, optou-se por testar o componente em um corpo de prova.

Para evitar o desperdício, uma nova peça foi modelada de forma que a área total de superfície externa da coroa fosse equivalente a uma peça contínua, possuindo 18 mm de espessura e 1080 mm² de superfície como apresentado na Figura 4.23.

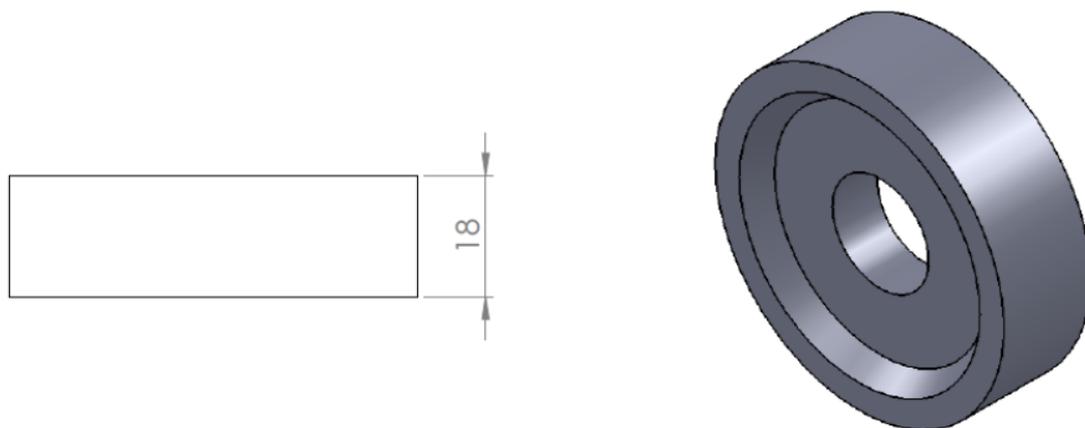


Figura 4.23: Corpo de prova para teste da araldite

O tamanho de fita E110 para a montagem é equivalente a cerca de 912 metros, considerando os dados fornecidos pelo fabricante cujo fator de empilhamento é de 98% e a espessura da fita sendo de $0,35\text{ mm}$, estimou-se que cada estator necessitaria de cerca de 373 metros de fita, dessa forma, utilizou-se 120m para se enrolar no corpo de prova. Após a aplicação e aguardado o tempo de cura, a peça foi posicionada em uma prensa de 15 t e aplicada uma força de 1 t na mesma. Ao final a peça foi capaz de sustentar a força aplicada por um período de 20 segundos até o instante em que cedeu e desgrudou da fita, o processo foi documentado e é apresentado através das imagens da Figura 4.24.

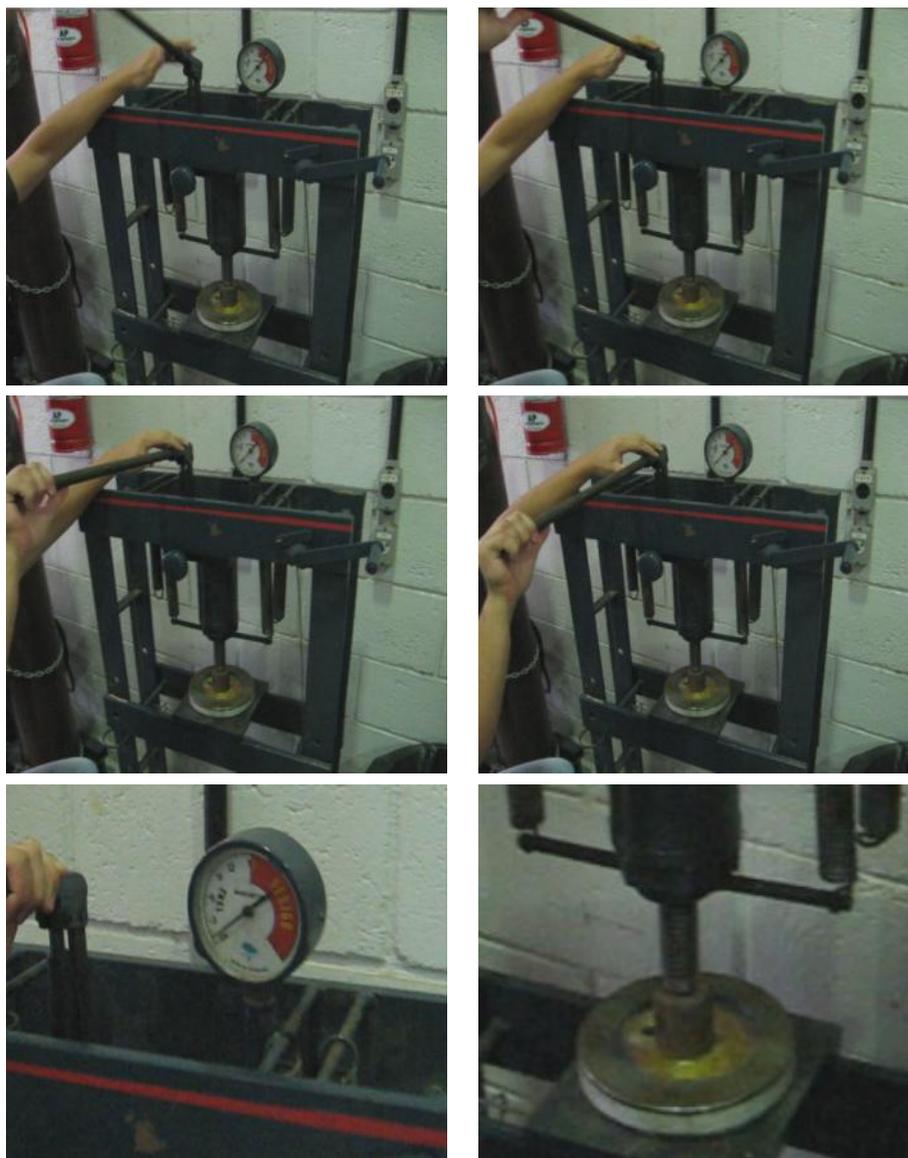


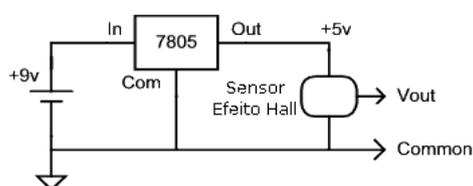
Figura 4.24: Sequência de etapas do procedimento de teste da araldite no corpo de prova

A opção pela utilização de 1 t na prensa garante uma margem de segurança, da mesma forma, o pior caso simulado só será observado quando a flange da coroa se conectar ao eixo. Em qualquer região mais distante ao ponto final de equilíbrio das peças, a força de atração magnética irá variar de forma inversamente proporcional ao quadrado da distância entre os materiais, caracterizando valores de carga ainda menores. O resultado forneceu segurança com relação ao material de fixação adotado, mas ao mesmo tempo não descartou a preocupação para a montagem. Devido ao fato da montagem ser modular, optou-se por um método de montagem simétrico, ao qual as duas peças de rotor são atraídas ao mesmo tempo até se encontrarem com estator. Esse procedimento é responsável por manter as forças equilibradas, evitando com que a força jamais chegue ao

valor calculado.

Em redundância a segurança de montagem, optou-se por desenvolver um estimador de fluxo magnético baseado em um sensor de efeito Hall que deverão ser posicionados nas peças de estator para medir continuamente a densidade de fluxo de cada lado da peça. Serão posicionados dois sensores por lado de estator, posicionados distantes 180° na mesma face, e deslocados em 90° na face adjacente, permitindo uma triangulação da força resultante atuante em cada estator. Nessa situação o processo de medição pode ser efetuado com mais segurança, não ficando restritas apenas as distâncias entre as peças. O modelo de ligação do sensor desenvolvido pode ser observado na Figura 4.25.

Figura 4.25: Modelo simplificado do circuito de medição de fluxo desenvolvido para a montagem do gerador



Determinado o bom desempenho da araldite, optou-se também por utilizar finas camadas de araldite igualmente espaçadas entre as fitas para garantir uma rigidez axial, evitando o cisalhamento da mesma.

Para garantir ainda mais a confiabilidade e rigidez da peça, posteriormente esta sofreu o processo de impregnação a vácuo, o que conferiu uma rigidez estrutural maior ao estator e ao mesmo tempo isolou de agentes externos que possam causar problemas de corrosão.

4.4.1.4 Processo de enrolamento das fitas da aço-silício

Como apresentado anteriormente, para cada estator será utilizado 380 metros de fita ferromagnética E110, de 0,35 mm de espessura da Acelor Mittal, com fator de empacotamento de 98%.

Ao final do enrolamento da fita, aparecem quinhas que possivelmente acabariam por danificar o isolamento dos condutores devido a vibração dos mesmos, dessa forma é de suma importância remover as quinhas, evitando que o mesmo cause curto entre o estator e as bobinas.

O fabricante dos fios esmaltados garante que o material do condutor e seu isolamento possuem um raio de curvatura mínimo equivalente a 4 vezes o valor do seu diâmetro, sendo assim, como apresentado no capítulo 2, o raio de curvatura do condutor AWG 15 ($1,45 \text{ mm}^2$) foi considerado de 6 mm.

O primeiro método proposto para a montagem do filete de 6 mm de raio consistiu em cortar igualmente espaçada as fitas para que a medida que seu empilhamento fosse ocorrendo seria formado então a curvatura adequada. A vista do empilhamento e os espaçamentos podem ser observados na Figura 4.26, e o processo é exemplificado através da Figura 4.27.

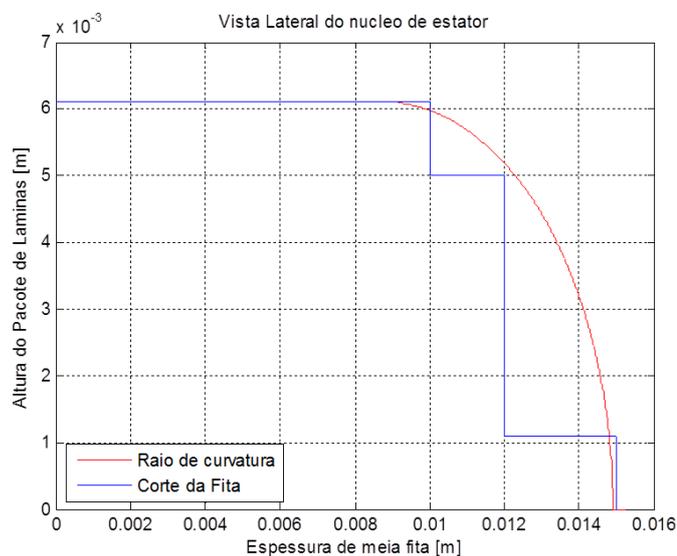


Figura 4.26: Raio de curvatura do condutor de cobre e o perfil de corte das lâminas de aço

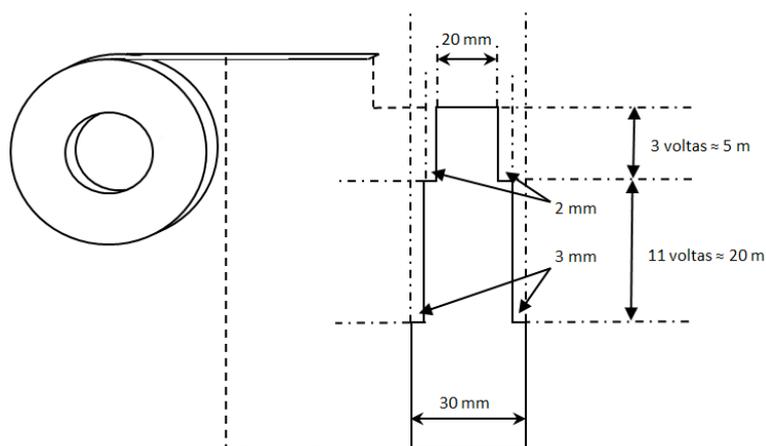


Figura 4.27: Procedimento de corte da fita E110

A princípio o método parece simples, principalmente considerando a espessura da fita de $0,35\text{ mm}$ e sua facilidade de corte, mas uma tesoura apropriada deveria ser adquirida com o intuito de evitar dobras nas áreas de corte e consequentemente aumentar o fator de empilhamento.

A segunda alternativa e mais arriscada seria de empilhar a fita e posteriormente levar ao torno para que fossem feitos os cortes nas quinas. Esse método

apesar de ser mais simples poderia gerar curto entre as fitas e conseqüentemente o aparecimento de correntes parasitas no núcleo, o que aumentaria as perdas e diminuiria o desempenho da máquina. Para se testar esse método mais uma vez foi utilizado o corpo de prova discutido anteriormente. O mesmo foi levado ao torno e suas quinas foram desbastadas sem que as fitas fossem danificadas, mas ao mesmo tempo era necessário uma comprovação de que o processo não havia curto-circuitado as fitas. Sendo assim, realizou-se uma termografia para detectar a existência de pontos quentes e conseqüente curto entre as fitas.

O processo da termografia consiste em enrolar a peça com condutores e aplicar uma tensão de alta frequência nos mesmos. Esse procedimento acaba por gerar uma variação de campo magnético em alta frequência o que induz o aparecimento de correntes parasitas no material. Esse processo gera uma elevação de temperatura que é verificada através de uma câmera especial e medições de pontos específicos identificados pelas imagens. A variação de temperatura entre dois pontos distintos no material não deve ser maior que 10°C , pois esse fato acaba por indicar um ponto de curto e logo uma circulação maior de corrente na região. O corpo de prova passou pelo teste da termografia depois de ser usinado no torno horizontal, concluindo o não curto circuito entre as fitas, o que garantiu a confiabilidade do método, aprovando que o mesmo fosse utilizado nas peças de rotor. As imagens obtidas do sistema de termografia podem ser observadas na Figura 4.28, sendo antes e depois da usinagem respectivamente.

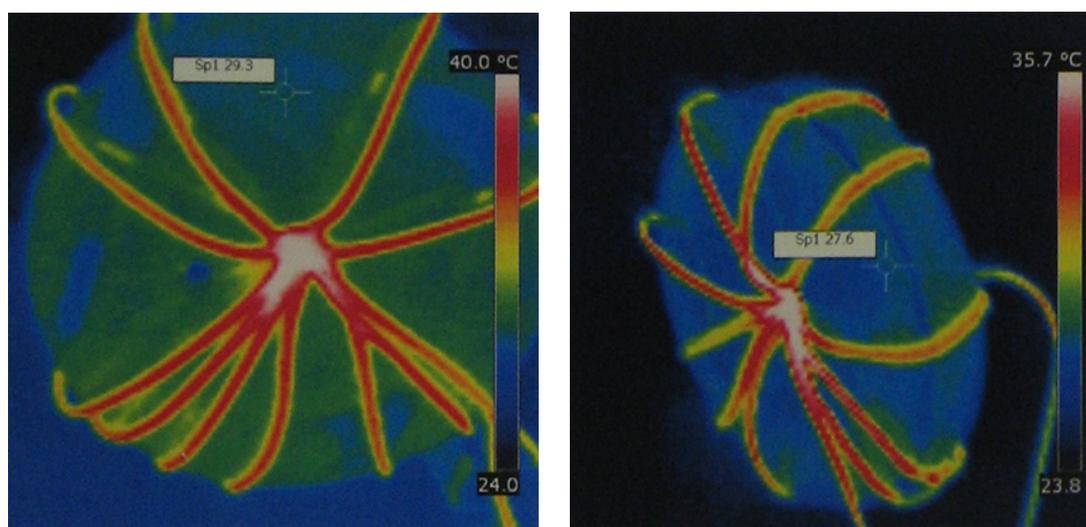


Figura 4.28: Imagem da termografia do corpo de prova (a) antes e (b) depois da usinagem

Antes do enrolamento da fita, uma fina camada de epóxi foi colocada na superfície de cada dente como é apresentado na Figura 4.29.

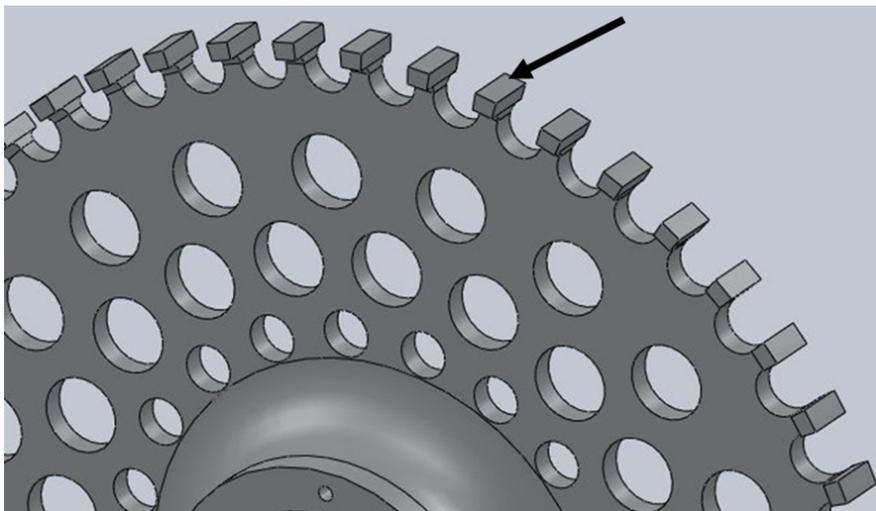


Figura 4.29: Orientação da colocação de epóxi nos dentes da coroa

Para que todas as voltas sejam bem tracionadas o início da fita na coroa do estator é travada utilizando um dos furos de alívio da coroa para este fim, como ilustrado na Figura 4.30.

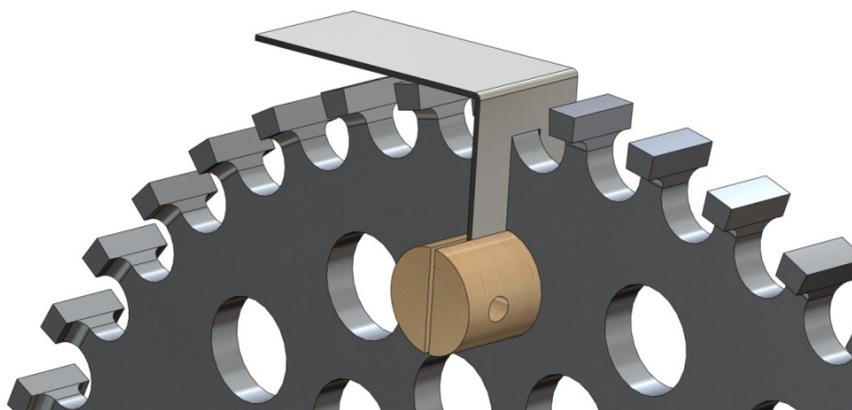


Figura 4.30: Método de fixação da fita de aço silício para primeira volta

A largura de cada dente é de 18 mm contra 30 mm do comprimento da fita, o que dificulta o alinhamento central das duas peças. Dessa forma, faz-se necessário o desenvolvimento de uma peça guia que será apoiado nas laterais da peça de coroa facilitando o posicionamento e garantindo a simetria da peça. O não alinhamento das duas peças pode causar um desbalanceamento de forças magnéticas dentro da máquina, e conseqüentemente um defeito estrutural não contabilizado ou calculado. A Figura 4.31 mostra as peças que devem ser utilizadas para facilitar o bobinamento da fita e a vista em corte da mesma.

Foi utilizado para alinhamento da fita uma chapa circular de alumínio, devido a tolerância esperada para esse procedimento, com formato adequado para funcionar como molde para o enrolamento da fita ferromagnética sobre a coroa do estator.

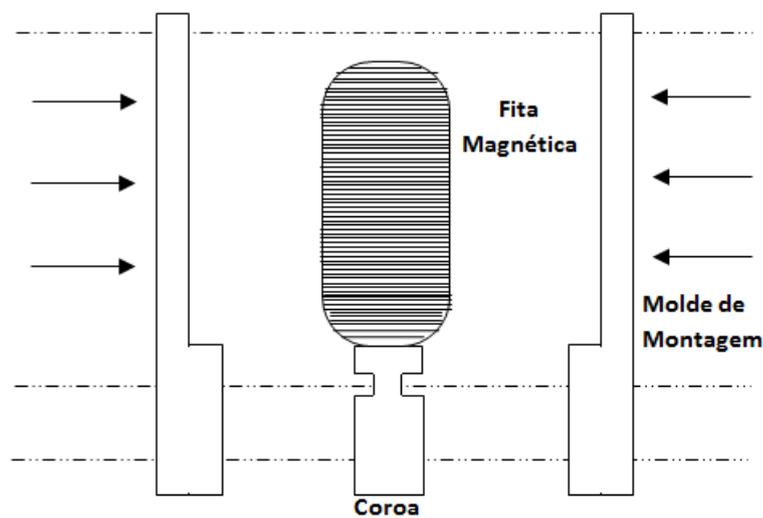


Figura 4.31: Molde para enrolamento da fita de aço silício

A peça usinada que serviu de molde para montagem é apresentada na Figura 4.32.

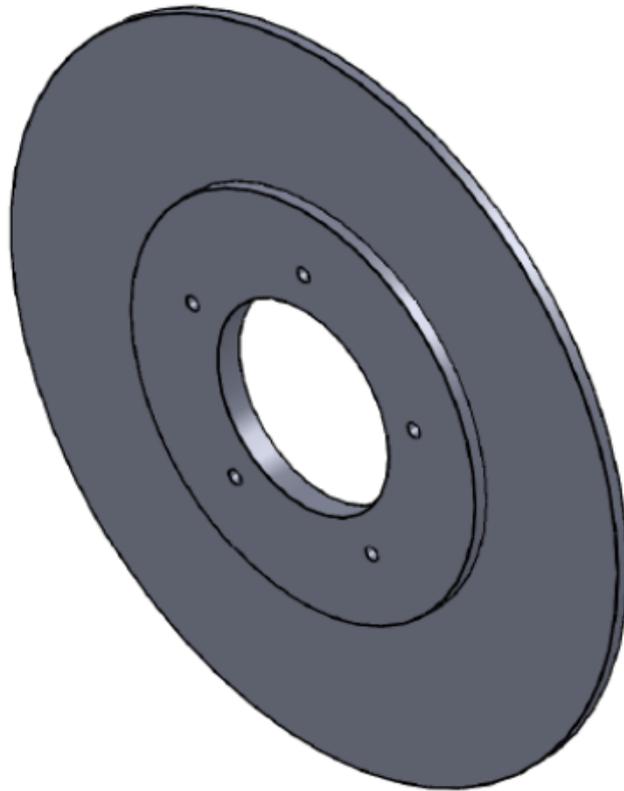


Figura 4.32: Peça usinada em alumínio para orientação de posicionamento da fita de aço silício durante o enrolamento



Figura 4.33: Imagem dos peças de estator sem bobinas de cobre

Ao final do processo de enrolamento da fita, uma solda do tipo TIG foi utilizada para prender a última volta da fita, soldando sua ponta no próprio pacote ferromagnético.

Terminado o processo uma camada de resina foi aplicada e direcionada a estufa para secagem. As peças finais podem ser observadas na Figura 4.33. A coloração amarelada na coroa se deve ao escorrimento e deposição da resina sobre a peça.

4.4.2 Bobinamento do estator

A dificuldade de fabricação das bobinas toroidais é superior as demais topologias devido ao fato da mesma estar localizada no entreferro e ser produzida manu-

almente. A montagem deverá ser feita com o empilhamento dos condutores da forma mais compacta possível, pois um aumento e diminuição irão implicar na necessidade de remodelagem das peças de rotor externo. Inicialmente considerou-se, com fator de segurança, um comprimento de cabeça de bobina de 8 mm para uma bobina com 40 espiras. O espaçamento entre os dentes da coroa foi feito com o intuito de se posicionar 4 camadas de 10 condutores no mesmo.

O enrolamento deve seguir a defasagem em graus elétricos e graus mecânicos, dessa forma, a ordem de bobinamento deve ser obedecida de acordo com a Figura 4.34. Serão montados grupos de quatro bobinas em série por fase, as quais serão conectadas em paralelo. Considerando o sentido de fluxo magnético, o enrolamento deverá seguir o sentido de enrolamento horário - anti-horário - horário - anti-horário para todas as bobinas.

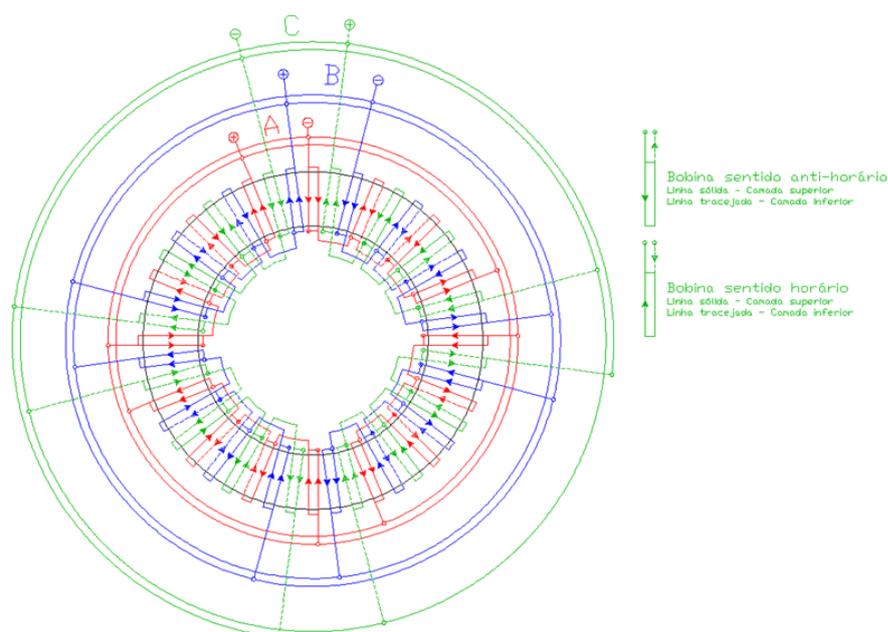


Figura 4.34: Desenho das bobinas toroidais orientadas na circunferência do estator

Para o desenvolvimento desse protótipo, a construção de um sistema para realizar esse bobinamento seria muito oneroso, inviabilizado pelo orçamento inicial do projeto. Dessa forma, o trabalho foi realizado de forma manual, o que diminui a confiabilidade e aumenta as incertezas.

Para manter o mesmo nível de confiabilidade optou-se por bobinar previamente os dois estatores para que fossem realizadas as medições e confirmação da compatibilidade de projeto, para autorizar a fabricação os discos de rotor.

Um estudo de avaliação de impactos foi realizado, ao qual é demonstrado que a variação no empilhamento das espiras pode causar uma melhoria de potência e eficiência como pode ser observado na Tabela 4.6. O melhor desempenho é

observado na situação em que se tem o menor valor de cabeça de bobinas e esse deve ser o objetivo a ser perseguido.

Tabela 4.6: Tabela comparativa de potência e eficiência limitadas pela montagem do gerador

Variações do Entreferro Efetivo [mm]	Potência Gerada [kW]	Eficiência [%]
Altura de Bobina: 10	10,48	89,6
Altura de Bobina: 9	10,61	90,8
Altura de Bobina: 8	10,71	91,6
Altura de Bobina: 7	10,81	92,5
Altura de Bobina: 6	10,88	93,1

As dificuldades envolvidas nesse trabalho são bem superiores a qualquer outra parte da montagem e ao mesmo tempo a mais importante. Todas as bobinas devem ser enroladas com aproximadamente 10 metros de cobre, o qual se faz necessário um espaço grande para esticar o fio e aplicar o método da “costura”, o qual consiste em enfiar fio a fio no espaço entre dentes da coroa e esticar até que o fio fique bem tensionado.

O desenho esquemático das bobinas de uma fase é apresentado na Figura 4.35.

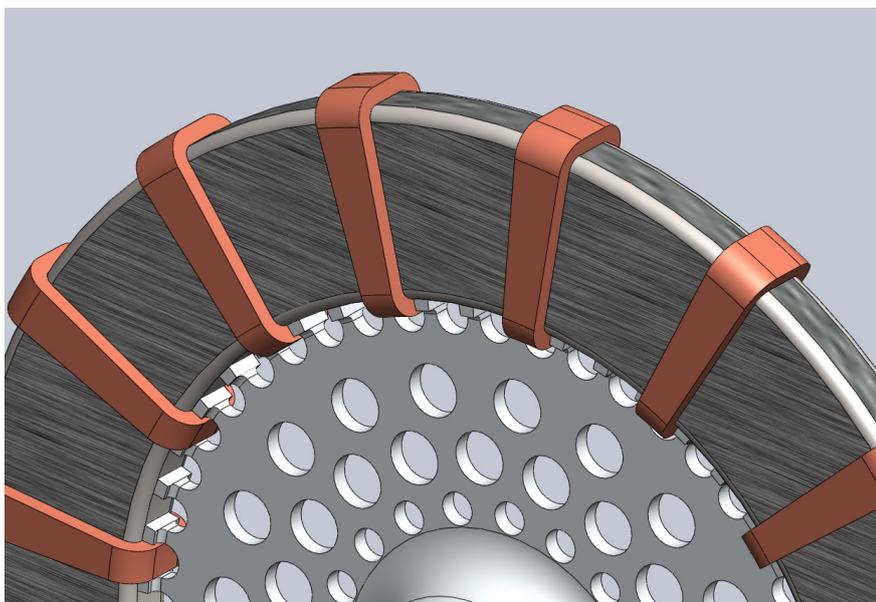


Figura 4.35: Desenhos esquemáticos da bobina de uma fase

Ao mesmo tempo em que serão montadas as bobinas, deverão ser posicionados sensores de temperatura do tipo PT100 que servirão para avaliar as

elevações de temperatura no interior da máquina e confirmar as considerações de projeto térmico.

O posicionamento dos sensores de temperatura é apresentado na Figura 4.36, sendo que serão alocados um total de 12 sensores sendo seis PT100 na cabeça das bobinas na parte superior distribuindo uniformemente por fase, sendo 3 em baixo da bobina e 3 em cima da bobina. Três PT100 na face lateral do estator, alocados no espaço entre duas bobinas, e três PT100 nos furos de alívio da coroa de estator simetricamente distribuídos.

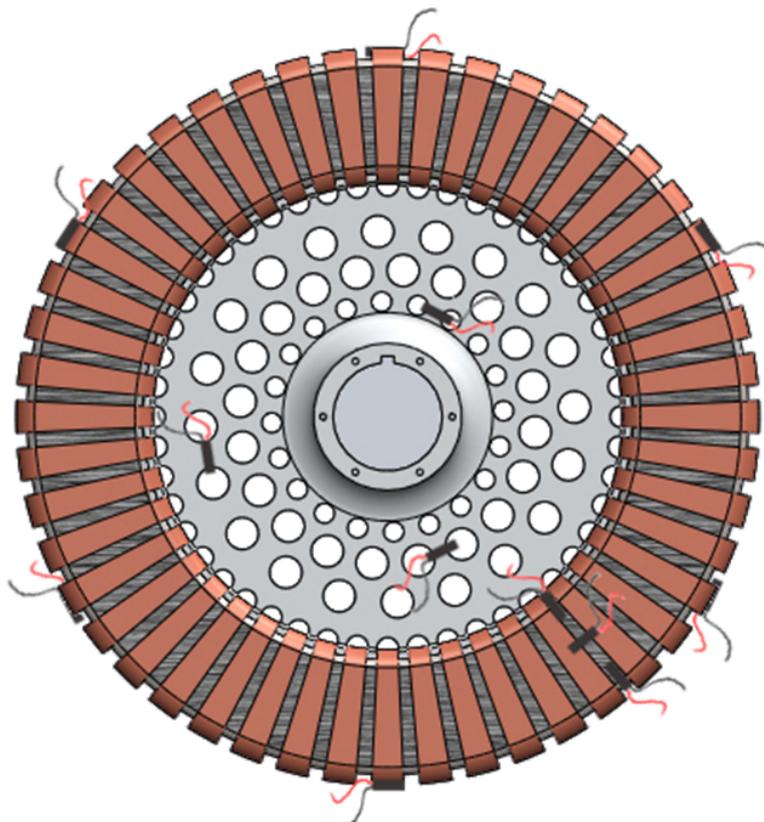


Figura 4.36: Desenho esquemático do posicionamento dos sensores de temperatura na peça de estator

O posicionamento dos sensores foi geometricamente estudado, o que garante informações suficientes para se levantar a gradiente de temperatura em todo o volume do gerador.

O processo inicial do bobinamento demandou um elevado grau de aprendizado e grande tempo de desenvolvimento de uma metodologia de enrolamento. Após o bobinamento e a peça de estator estar completamente pronta, inicia-se o processo de impregnação a vácuo.

Durante o processo de impregnação a vácuo é posicionado uma prensa sobre os condutores o qual auxilia no processo de compactação, permitindo uma redução no valor efetivo de cabeça de bobina. As medições foram realizadas

após o processo de impregnação a vácuo e os resultados não foram satisfatórios, apresentando valores na faixa de 8 a 9 milímetros de cabeça de bobinas como demonstrado na Figura 4.37.

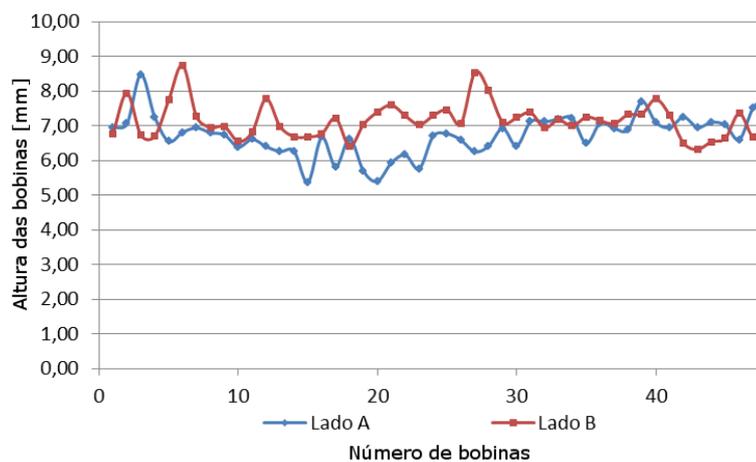


Figura 4.37: Gráfico de medição da altura das cabeças de bobina para primeiro estator

Na situação apresentada na Figura 4.37 é possível perceber que não ocorre a repetibilidade no processo, proporcionando uma variação muito grande entre as alturas de bobinas de cerca de 25,47%. Essa situação não garante confiabilidade e comprova as dificuldades de fabricação do enrolamento toroidal. O resultado é apresentado na Figura 4.38 e Figura 4.39.



Figura 4.38: Estator após primeiro processo de bobinamento



Figura 4.39: Medições no estator após primeiro processo de bobinamento

Para o segundo estator os resultados foram muito melhores, apresentando valores de medição satisfatórios e um nível mais estável de repetibilidade, com dispersão dos valores em 15,1%. Tal fato pode ser exemplificado pelo fato da equipe de bobinamento ter adquirido experiência do processo, o que inevitavelmente forçou o rebobinamento do primeiro estator para que mantivesse a qualidade em ambas as peças. A medição das cabeças de bobinas das duas peças de estator é apresentada na Figura 4.40.

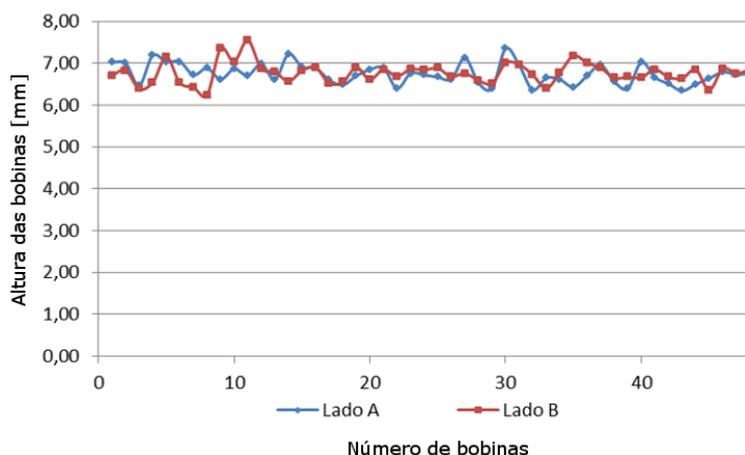


Figura 4.40: Gráfico de medição da altura das cabeças de bobina para segundo estator

Ao final o resultado de medição comprovou que o tamanho das cabeças de bobinas apresentavam repetibilidade superior ao primeiro estator e conseqüentemente uma confiabilidade muito maior. O trabalho finalizado pode ser observado na Figura 4.41.



Figura 4.41: Estatores bobinados e prontos para montagem

Devido ao fato de todas as bobinas terem sido montadas individualmente e todas no mesmo sentido de enrolamento, a sua ligação e solda foi alterada de acordo com o diagrama planejado apresentado na Figura 4.42. É importante salientar que o diagrama planejado apresenta apenas um descritivo de montagem para o chão de fábrica. No caso real, a ligação obrigatoriamente obedece a ordem [A -B C -A B -C] para 360° elétricos, onde comparativamente ao desenho são invertidas as ligações da fase B no momento da conexão ao inversor.

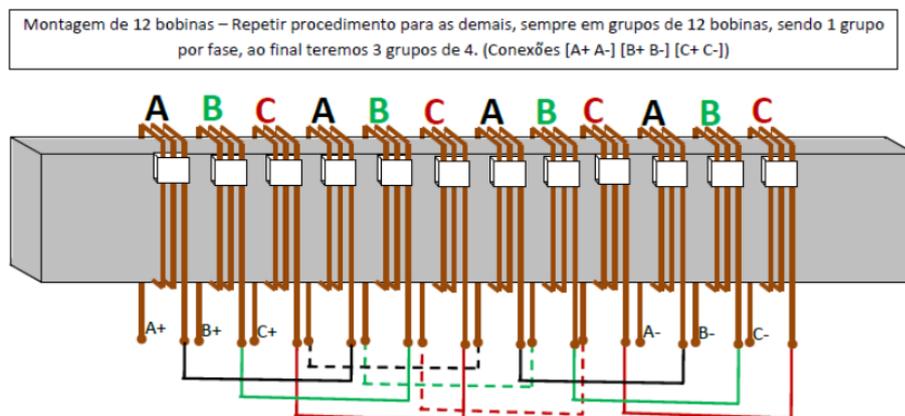


Figura 4.42: Diagrama simplificado das bobinas de estator

Comprovada a qualidade dimensional da peça e buscando validar a qualidade do bobinamento e do isolamento dos condutores, foram realizados dois testes em cada série de bobinas. Em um primeiro instante foi testada a fuga de corrente para a massa através de um megôhmetro. Em todos os casos foi comprovada a qualidade do isolamento, apresentando altos valores de resistência de aterramento na ordem superior a 2000 M Ω . Para o nível de tensão do gerador Torus na ordem de 200V, o recomendado por norma (ABNT NBR 5383-1:2002) [ABNT, 2002] é 1,2 M Ω . Da mesma forma foi avaliado o valor de resistência para cada grupo de bobinas e os resultados foram apresentados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7: Valores de resistência dos enrolamentos e de isolamento do estator

Grupo de bobinas	Resistência de Enrolamento [m Ω]	Resistência de Isolamento [M Ω]
1	466	>2000
2	466	>2000
3	465	>2000
4	466	2000
5	462	>2000
6	464	2000
7	463	>2000
8	466	>2000
9	465	>2000
10	469	>2000
11	465	>2000
12	466	>2000
Média:	465,5	

O valor médio de resistência de enrolamento apresentado valida o cálculo utilizado no dimensionamento apresentado no capítulo 2, sendo os mesmos vari-

ando em 0,09% entre os valores medidos e calculados. Ao final do processo de montagem do estator foi possível identificar méritos e fracassos. Contudo a experiência adquirida e demonstrada através desse trabalho tem por objetivo guiar futuros processos que envolvam um método semelhante de montagem.

Uma abordagem desconhecida no início do processo, se deve ao cozimento da fita de aço silício. A dopagem do silício possui temperatura de fusão abaixo ao do aço, o que faz com que a certa temperatura esse material se funda sem afetar a estrutura do aço, garantindo uma peça laminada e com propriedades estruturais que não permitem o descolamento das fitas [Cunha and Efthimiadis, 2007]. Ao mesmo tempo garante redução de perdas no material e uma melhoria da máquina. Tal fato se mostra vital quando foram avaliados a continuidade do projeto, e a inserção de tecnologias metalúrgicas nas devidas escolhas e tratamentos de matérias.

4.4.3 Preparação do disco do Rotor Central

Como consequência da análise do desempenho de montagem para a peça de estator, a premissa inicial é de que os discos de rotor são basicamente mais simples e fácil construção, o que deve ser questionado principalmente devido aos riscos de manuseio dos ímãs de alta energia.

A qualidade da tensão gerada na máquina depende ao mesmo tempo de um bom alinhamento e posicionamento dos ímãs nos discos de rotor. O seu desalinhamento pode ser responsável por gerar correntes parasitas e piorar a qualidade do equipamento.

A aquisição dos ímãs N45H de terra rara foi feita através de uma importação de China a custos baixos de USD\$12,50 por peça (USD\$35,70/kg), contudo o seu transporte foi oneroso, agregando ao final um preço de USD\$25,00 (USD\$71,43). Os ímãs de terra rara possuem alta densidade e por esse motivo possuem grande massa. O transporte por via marítima é mais interessante nesse caso, podendo reduzir o preço final da máquina, pois o ímã é o material que mais agrega valor ao produto.

Junto ao material, foi fornecida pelo fabricante os dados de medição de linhas de fluxo de uma amostra aleatória de ímãs e os dados de valor médio são apresentados na Tabela 4.8.

Tabela 4.8: Tabela com valores médios do ímã permanente fornecido pelo fabricante (N45H R275(18°)xr195(16°)x8)

	Largura [mm]	Fluxo [$\times 10^{-2}mWb$]
Máximo:	8,02	8,90
Mínimo:	7,96	8,60
Médio:	7,99	8,73

Baseado nas informações fornecidas pelo fabricante e apresentadas na Tabela 4.8, a variação de fluxo nos ímãs possui nos valores de amostragem uma taxa de 4% em diferença. Caso esses ímãs sejam alocados em posições aleatórias, possivelmente devido as conexões paralelas no interior da máquina, aparecerá a circulação de dentro da máquina, gerando mais perdas e aquecimento e uma consequente queda de tensão nos terminais da máquina. Buscando avaliar esse impacto e investigando um método otimizado de posicionamento dos ímãs, todas as peças foram medidas utilizando um Gaussímetro da marca Phywe de 3.5 dígitos, como apresentado na Figura 4.43.



Figura 4.43: Equipamento utilizado para medição da densidade de fluxo

A fim de guiar o procedimento de medições e validar os valores fornecidos pelo fabricante, foi realizada a simulação de um polo magnético no ar e medida sobre essas condições a sua densidade de fluxo magnética. A modelagem e resultado da simulação do material, considerando uma coercividade magnética de 1,3T, podem ser observados na Figura 4.44.

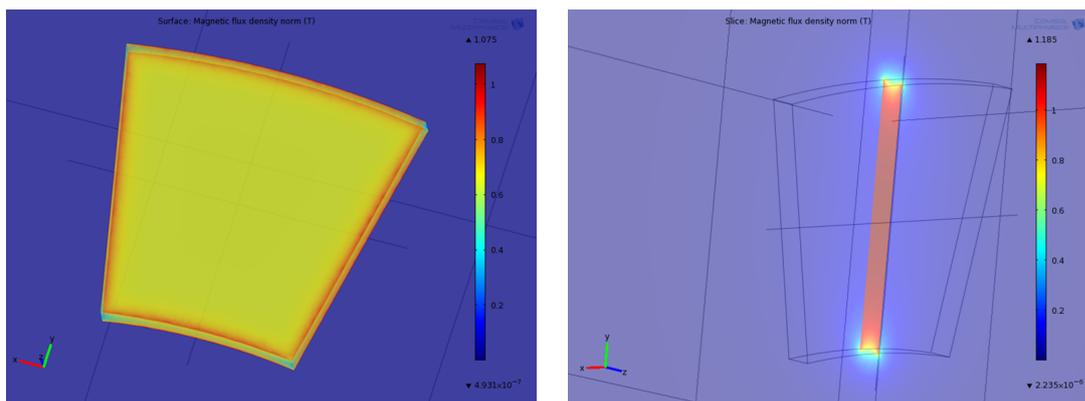


Figura 4.44: Simulação em elementos finitos da densidade de fluxo magnético superficial em um ímã

O efeito de borda de borda é observado tanto na simulação como no instrumento de medição, dessa forma tomou-se por padrão de medição o centro do material e igualmente distanciado da borda para que se não introduzissem erros ao sistema devido às quinas.

Medidas as densidade de fluxo na vertical e na horizontal, existe um ponto médio de densidade média comum. Esses valores são obtidos através da simulação e considerando uma distância aproximada de 1mm equivalente a ponta de prova de efeito Hall do gaussímetro. Os valores medidos nessa situação são apresentados na Figura 4.45.

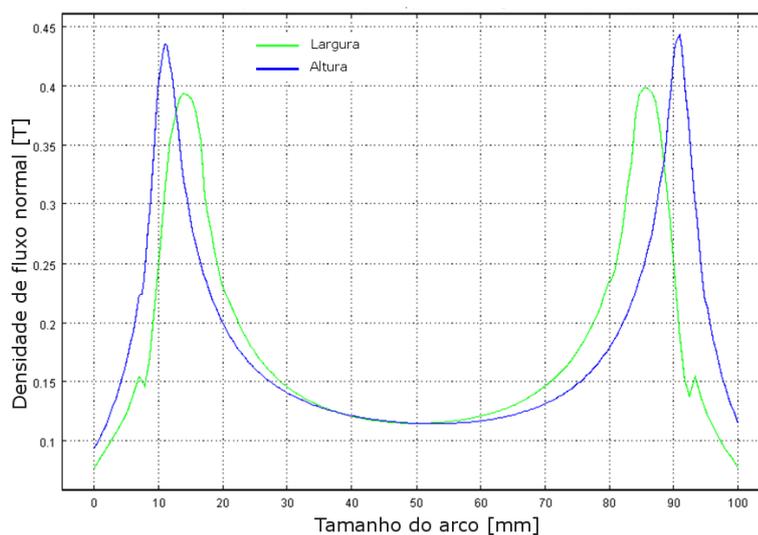


Figura 4.45: Curva de densidade de fluxo medida em um ímã das direções transversais e longitudinais

Os valores medidos apresentam valor médio equivalente a 115,05mT, com faixas de desvio padrão de 11,7 mH, valor esse muito próximo ou igual ao obtido através da simulação.

A avaliação do impacto de diferentes densidades de fluxo no interior da máquina deve ser contabilizada e seus efeitos discutidos a fim de se evitar impactos de circulação interna de corrente.

4.4.3.1 Posicionamento dos ímãs no rotor central

Como base de estudo, foi utilizado mais uma vez o método de elementos finitos para determinar a dispersão equivalente quando ímãs de diferentes remanentes são associados.

O primeiro objetivo desse estudo baseou-se em determinar a relação entre o remanente do ímã e sua densidade de fluxo. Quando é realizada uma simulação, a única informação fornecida é o remanente do ímã e o meio em que esse se encontra. Para esse fim, estimou-se que a ponta de prova utilizada na medição tinha 1 *mm* de espessura, e todos os valores obtidos por simulação foram em função de uma densidade de fluxo central a peça.

Como o objetivo do trabalho é determinar a diferença de fluxo dentro do gerador, será utilizado o sistema em p.u., facilitando assim o entendimento dos procedimentos.

O gráfico de linearidade, como apresentado nas Figura 4.46 e Figura 4.47 garante que a variação de fluxo medida é diretamente proporcional a coercividade magnética do ímã, para uma dada geometria sendo assim as futuras simulações também serão tratadas em p.u.

Com o objetivo de se observar os efeitos que podem causar o mau posicionamento dos ímãs dentro da estrutura, o pior caso foi simulado para um gap de 8 *mm* entre ímã e estator.

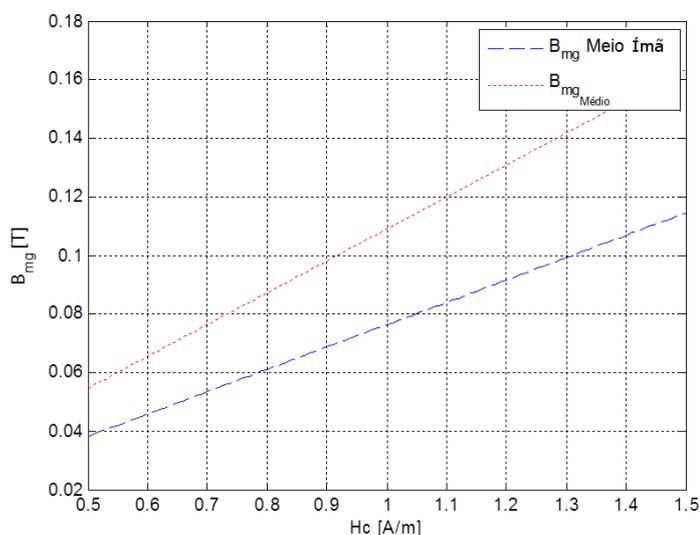


Figura 4.46: Relação H_C vs B_{mg} simulado no gap de ar

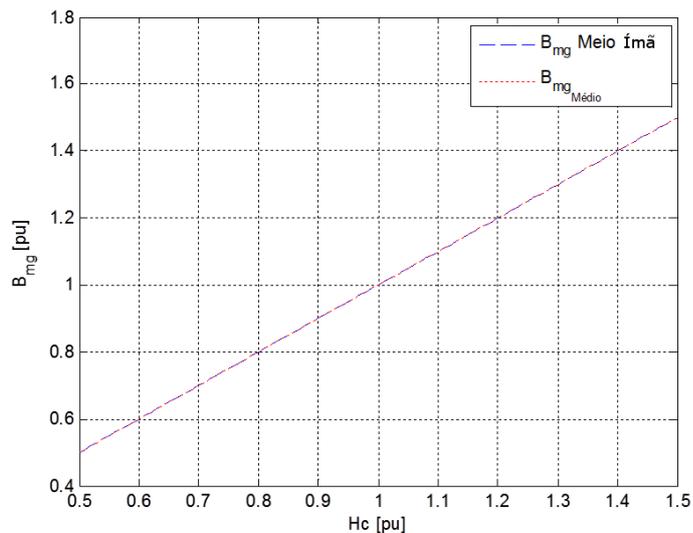


Figura 4.47: Relação H_C vs B_{mg} simulado no gap de ar em p.u.

Foram montados no FEMM os dois estágios e 2 pares de polos, demonstrando um conjunto de 4 bobinas que irá gerar em conjunto um nível de tensão em paralelo com outro conjunto.

A Figura 4.48 apresenta o desenho utilizado para se simular a estrutura, e o mesmo foi feito para o melhor caso, considerando que todos os ímãs possuem a mesma energia de 1 p.u.

A curva de densidade de fluxo também pode ser observada na Figura 4.49.

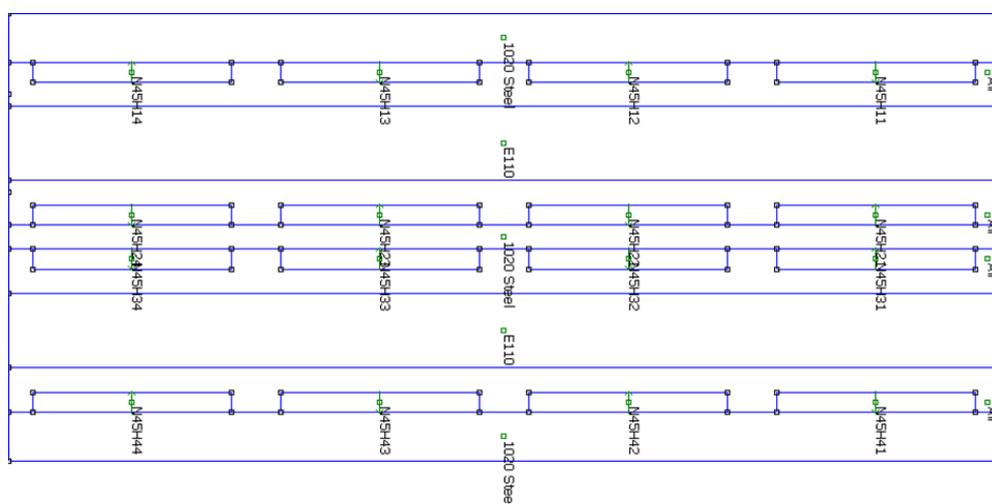


Figura 4.48: Estrutura modelada no FEMM para simulação de dois pares polares

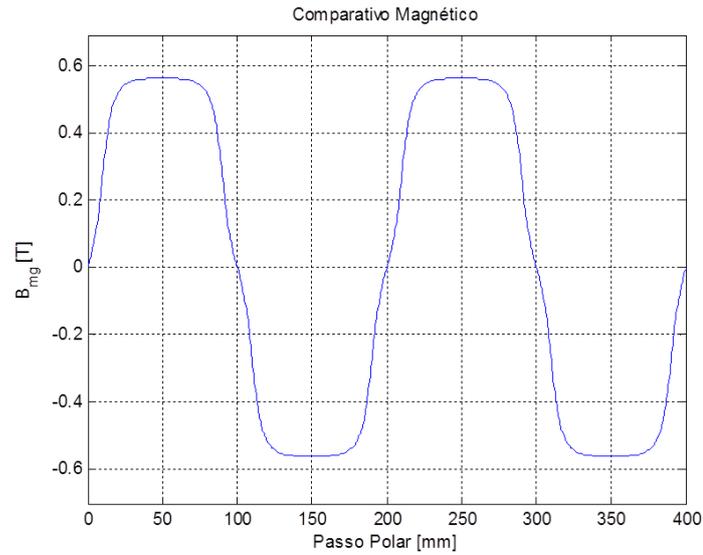


Figura 4.49: Onda de densidade de fluxo magnético no entreferro em dois passos polares

O valor médio da densidade de fluxo no entreferro de todos os ímãs apresentados na Tabela C.1, e esse é considerado valor base para a normalização em p.u. Cada dois ímã diametralmente opostos serão responsáveis por induzir uma força eletromotriz por bobina, sendo que a tensão final será dada pela soma dessas tensões nas quatro bobinas. Como a tensão pode ser calculada pela Eq. (4.6), e a velocidade e comprimento do condutor são considerados idênticos, a tensão induzida só depende de indução magnética.

$$V_{ind} = B_{mg} l_{cond} v_{cond} \rightarrow V_{ind[p.u]} = B_{mg[p.u]} \quad (4.6)$$

onde:

V_{ind} Valor da tensão induzida no fio condutor de comprimento l_{cond}

l_{cond} Comprimento do condutor

v_{cond} Velocidade do condutor que corta as linhas de fluxo

Com base nos valores de medição apresentados na Tabela C.1, convertidos para p.u., foram feitas duas simulações, com os melhores ímãs e com os piores como representado através da Figura 4.50 o pior caso.

70	25	63	43
57	31	3	44
78	6	36	33
11	74	10	41

Figura 4.50: Esquema de posicionamento dos respectivos ímãs para a simulação do pior caso

O valor de tensão obtido para o pior e melhor caso respectivamente foram de $V_{ind_{[pu]pior}} = 0,8393 pu$ e $V_{ind_{[pu]melhor}} = 1,1466 pu$. Sendo a diferença de $V_{ind_{[pu]dif}} = 0,3074 pu$.

Entretanto essa situação jamais irá ocorrer, pois dos 80 ímãs apresentados, foram separados os 64 mais próximos de um valor médio e posteriormente a simulação para o pior caso também foi realizada.

Para a possibilidade real de melhor e pior caso, os níveis de tensão obtidos foram de $V_{ind_{[pu]pior}} = 0,9194 pu$ e $V_{ind_{[pu]melhor}} = 1,0992 pu$. Sendo a diferença de $V_{ind_{[pu]dif}} = 0,1798 pu$.

Uma variação de tensão de 17% seria responsável por uma circulação de corrente interna muito elevada e uma grande valor de perdas internas por efeito Joule.

A proposta então é reduzir a diferença entre as tensões para que sejam o mais próxima de zero, evitando assim o aparecimento de qualquer tipo de corrente circulante. O método de minimização considera a compensação de um ímã fraco por um ímã forte em série. Com base nesse método de escolha, foram separados as melhores peças de ímãs, e uma nova simulação foi realizada.

Para a situação apresentada, os níveis de tensão obtidos foram de $V_{ind_{[pu]pior}} = 1,0037 pu$ e $V_{ind_{[pu]melhor}} = 1,0037 pu$. Sendo a diferença de 0,008%. Considerando o caso real, é possível considerar que com a diferença de potencial apresentada será desprezível a circulação de corrente

Esse procedimento valida o “*posicionamento compensatório*” que pode ser empregado para o restante da estrutura.

O que deve ser considerado é que a escolha dos ímãs baseado na média, não é um bom procedimento, pois o mesmo não forma pares, mas sim sêxtuplos, sendo necessário utilizar esta última como critério de seleção.

4.4.3.2 Colagem dos ímãs no rotor central

A peça de rotor central forma um anel de aço SAE1020, usinado no torno como apresentada na Figura 4.51.

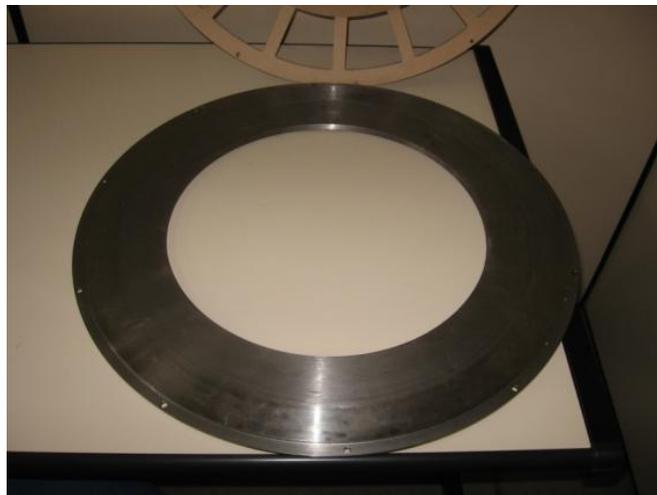


Figura 4.51: Peça de rotor SAE1020 usinada

Apesar da característica desses ímãs serem de alta densidade e de alto valor de rigidez, os mesmos também agregam a característica de ser bastante frágeis, o que faz com que pancadas gerem trincas e quebrem a cobertura externa do material.

O objetivo do revestimento externo em Níquel é atuar como isolante protetor do material de terra rara, o qual é altamente instável e inflamável, sendo que o mesmo se oxida rapidamente quando exposto ao ar, não havendo recuperação do mesmo. A colocação de cada ímã no rotor deverá ser realizada com cautela para evitar quebras e danos aos mesmo.

Para a colocação dos ímãs permanentes, foram avaliados alguns procedimentos, dentre os quais alguns dos problemas mais importantes foram listados:

- a atração entre os ímãs, o não alinhamento considerado no projeto poderia gerar um desbalanceamento de forças, e acabar por atrair duas peças de ímã;
- a atração entre cada ímã e a peça de rotor, a discussão sobre a força de atração entre as peças de material ferromagnético e os ímãs é um fator crítico que pode danificar o ímã, caso o mesmo sofra algum tipo de impacto que afete o seu revestimento de níquel;
- o posicionamento dos ímãs e seu distanciamento, a avaliação do projeto magnético e os caminhos da linha de fluxo só serão validados caso os ímãs

sejam corretamente posicionados e alinhados nos locais em que foram especificados.

A opção que atendesse aos critérios mencionados foi de se construir um gabarito de madeira, que permitiria a alocação dos ímãs nas posições planejadas no projeto, e apresentaria uma barreira na atração dos ímãs adjacentes, além de impedir o movimento de deslize dos ímãs. Como último auxílio, também nos permite montar a peça em degrau, o que é responsável por diminuir os impactos entre os ímãs a serem colocados com a peça do rotor.

O gabarito foi desenhado com base no rotor, e o mesmo foi usinado utilizando CNC. O material apropriado para o gabarito foi a madeira MDF, devido ao seu reduzido custo. A espessura da peça desenvolvida foi de 7 mm , o que permitiu um deslizamento do ímã na peça sem grandes dificuldades, e ao mesmo tempo não danificava o ímã com a batida e descida do degrau para sua alocação final. O gabarito é apresentada na Figura 4.52.



Figura 4.52: Gabarito de madeira para montagem dos ímãs na peça de rotor

Para a colagem dos ímãs garantindo um nível de segurança foram utilizados luvas e óculos de proteção. Todos os demais itens utilizados para a montagem são apresentados nas Figura D.1, podendo ser listadas:

- balança de precisão para a mistura da araldite e endurecedor;
- araldite e endurecedor (AV138/HV998);
- luvas e palitos para misturar a araldite e manusear a mesma, devido ao alto teor de toxicidade do material;
- parafusos para sustentar a peça de gabarito na peça de rotor;
- thinner para limpar a superfície do rotor e dos ímãs;

- óculos de proteção.

Posicionado o gabarito, as devidas identificações foram feitas na própria peça de madeira para que os corretos ímãs fossem posicionados. A polaridade também foi marcada para que não ocorressem erros e ímãs adjacentes fossem colados com a mesma polaridade como apresentado na Figura 4.53.

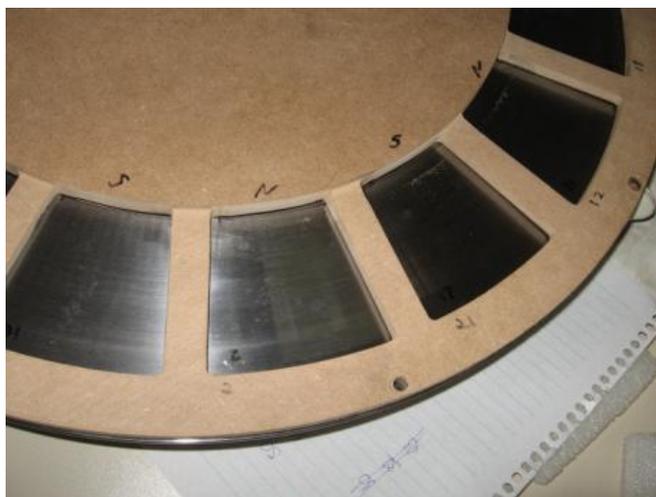


Figura 4.53: Polaridade dos ímãs anotados na peça de gabarito

Considerando que a araldite possui um tempo de cura de 72 horas e um tempo de trabalho de 30 minutos, é importante ter o processo de colagem otimizado. Dessa forma, uma série de testes foram efetuadas com o intuito de verificar qual seria a melhor estratégia de colocação de cada ímã que minimizaria o impacto deste com o rotor e que arrastaria menos araldite para fora da área de cada ímã.

O procedimento adotado consiste em aproximar pela borda externa, apoiar na peça de gabarito e posicionar de acordo com as imagens da Figura 4.54.



Figura 4.54: Procedimento de teste para alocação dos ímãs na peça de rotor

Ao mesmo tempo que foi determinado o melhor método de montagem e aproximação, todos os ímãs foram separados nas ordens corretas para que agilizasse o processo, identificando também no mesmo, a polaridade de colocação dos ímãs, como apresentado na Figura 4.55



Figura 4.55: Numeração dos ímãs selecionados

A mistura de araldite consiste em 4 partes de araldite para 6 partes endurecedor. A medição das quantidades deve ser precisa para garantir as propriedades mecânicas testadas e simuladas anteriormente. A utilização de uma balança de precisão é indispensável e é apresentada na Figura 4.56.



Figura 4.56: Pesagem e mistura da araldite com o endurecedor

De forma moderada para que a araldite não vazasse pela lateral, foram adicionadas as misturas nas áreas delimitadas pelas ranhuras do gabarito. Foram espalhadas de forma homogênea utilizando um material plano, a fim de

se garantir uma distribuição constante por toda a superfície do material, como apresentado na Figura 4.57.



Figura 4.57: Processo de aplicação da araldite na peça de rotor

Após serem colocadas em todas as posições a araldite, os ímãs foram colocados baseados no método discutido anteriormente.

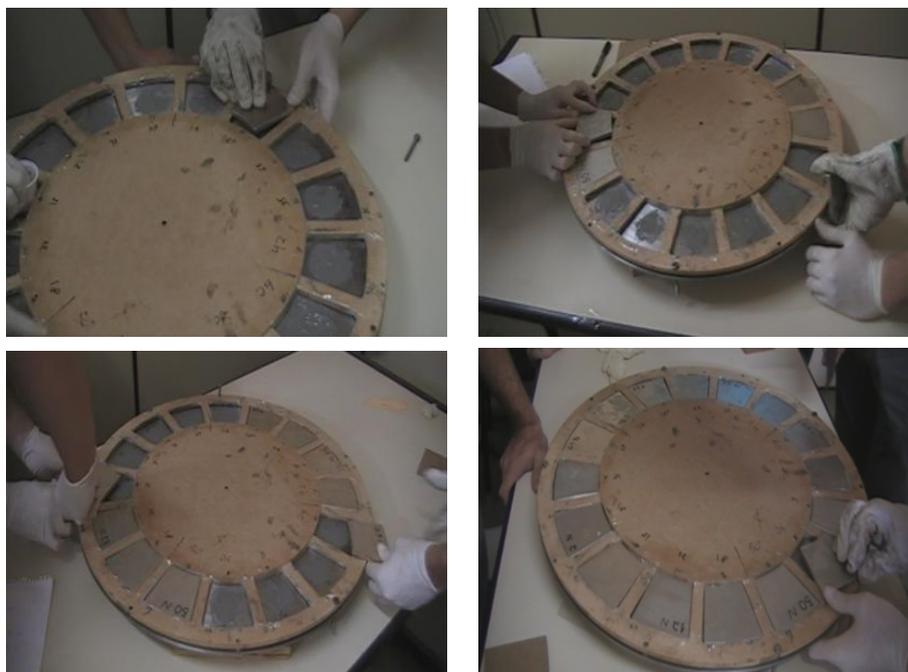


Figura 4.58: Colocação dos ímãs na peça de rotor

O processo foi realizado em paralelo por duas pessoas para agilizar o

procedimento e ao mesmo tempo evitar que o tempo de trabalho do epóxi fosse ultrapassado. Terminado o processo, cada ímã foi reidentificado com sua devida polaridade como observado na Figura 4.59.



Figura 4.59: Reidentificação das polaridades nos ímãs

A peça permaneceu em processo de cura por 72 horas como especificado, quando por fim, a peça de gabarito foi retirada como apresentado na Figura 4.60.

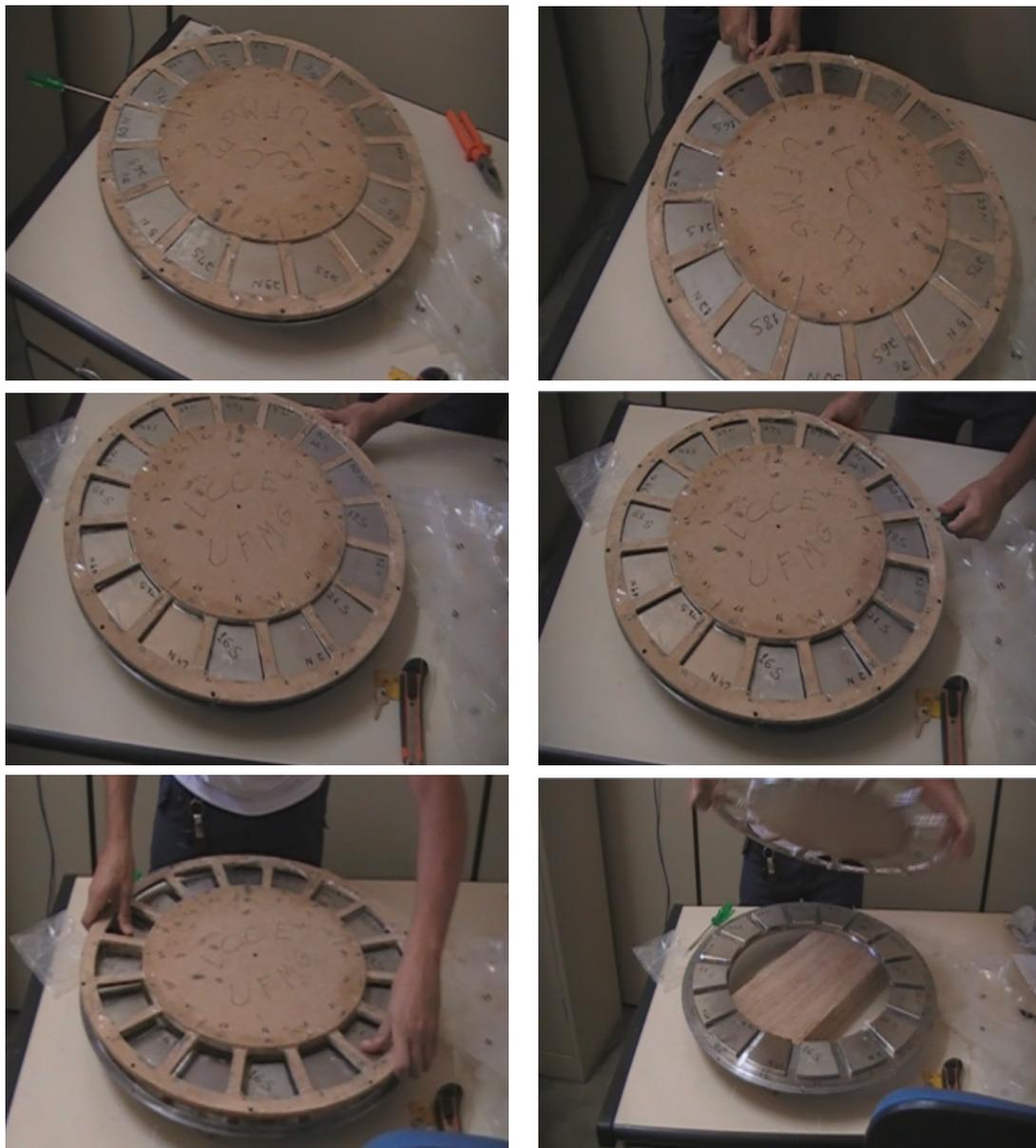


Figura 4.60: Remoção do gabarito após 3 dias de curagem

O aspecto final da peça é apresentado na Figura 4.61.



Figura 4.61: Resultado final da curagem de um lado dos ímãs

Após a finalização do processo, o mesmo foi realizado para o outro lado da peça, identificando ao final do processo os devidos ímãs e suas respectivas polaridades.



Figura 4.62: Fim do processo de colagem dos ímãs no segundo lado do rotor

O processo de cura foi mais uma vez realizado, deixando a peça descansar por um intervalo de 72 horas.

Após a retirada da peça de gabarito, foi possível identificar alguns pontos de oxidação na peça em função do tempo de cura sem revestimento, ou tratamento superficial, dessa forma, imediatamente após a cura, a peça recebeu uma camada de resina, e colocada para secar como apresentado na Figura 4.63.

algumas semanas para usinar a peça completamente. Dessa forma, foi proposto que seria calandrado uma chapa e essa soldada a um disco considerando um sobremetal para usinagem. Essa peça foi então torneada como apresentado na 4.65.



Figura 4.65: Usinagem dos rotores externos

Terminada a peça, foi possível concluir que o tempo de torno foi muito menor do que se a peça fosse usinada como um tarugo interiço, contudo a modelagem de soldas são muito empíricas devido a dificuldade do controle no processo de soldagem o que compromete a sua avaliação estrutural. Como o estudo inicial realizado apresentou uma distribuição de cargas muito baixo, não existem problemas em trabalhar com a fabricação da forma proposta.

4.4.3.4 Fabricação do eixo

O eixo foi usinado a partir de um tubo circular, sendo seu tempo de torno muito baixo devido a simplicidade do mesmo. Posteriormente a flange para o acoplamento com o torquímetro foi soldada e novamente usinada para tratar as imperfeições na solda e o resultado é apresentado na 4.66.



Figura 4.66: Foto do eixo do gerador *Torus* usado

4.4.3.5 Colagem dos ímãs nos rotores externos

O mesmo procedimento discutido e apresentado para o rotor central foi utilizado para a montagem dos ímãs nos rotores externos e seus resultados finais são apresentados na 4.67.



Figura 4.67: Foto dos rotores externos com os ímãs colados

4.4.3.6 Conclusões

Como apresentado durante esse desenvolvimento, foram encontradas algumas dificuldades durante a fabricação do protótipo, as quais implicaram na reestruturação do cronograma da montagem do gerador. Dentre as etapas, algumas podem ser enumeradas:

1. A montagem da fita de aço silício na peça de estator, e a validação da tensão de ruptura da araldite utilizada para a montagem;
2. A dificuldade de se bobinar uma máquina *Torus* através do método de “costura”;
3. O procedimento correto de posicionamento dos ímãs sem que gerassem quebras e fissuras;
4. O elevado tempo necessário para a usinagem das peças.

Dessa forma, o processo de montagem do gerador ainda será realizado para posteriormente ser testado e validado em uma bancada de teste.

Capítulo 5

Considerações Finais

O projeto apresentado foi resultado de um desenvolvimento de pesquisa realizado em um intervalo de tempo de dois anos. A premissa inicial de construir uma máquina elétrica foi alcançada e com resultados muito bons de dimensionamento de projeto.

Contudo é de suma importância que o projeto seja validado através de procedimentos experimentais. Dessa forma, foi desenvolvido uma bancada de teste para os ensaios finais do gerador.

5.1 Bancada de Teste e Ensaios

Durante o trabalho descrito, foram desenvolvidas metodologias e procedimentos de testes no intuito de validar todo o gerador elétrico. O sistema de teste constitui em uma bancada devidamente projetada para receber o gerador e uma máquina acionadora. O acoplamento entre as máquinas é feito através de uma redução de um único estágio por correntes e coroas duplas, como apresentado na Figura 5.1.

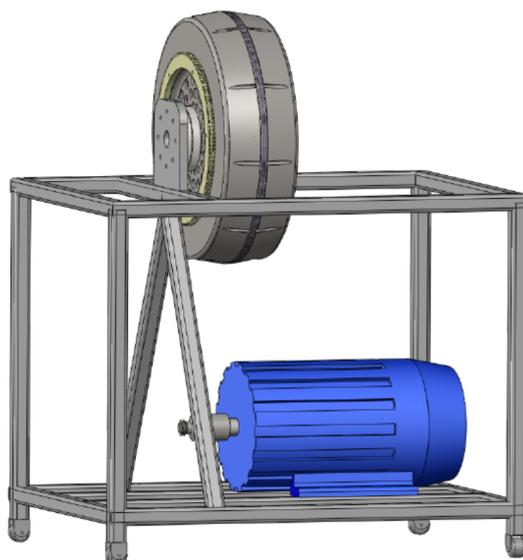


Figura 5.1: Desenho da bancada de testes desenvolvida para validação do dimensionamento da máquina *Torus*

Tendo em vista que a velocidade nominal do gerador é 214 RPM e o acionador escolhido é um motor de indução de gaiola de 25cv, 1760rpm, a redução de relação foi projetada 1780/214. Os dados da máquina assíncrona são apresentados na Figura 5.2.

			
~ 3 160L		NBR.7094	
02/00 AU75485			
MOTOR INDUÇÃO EM GAIOLA INDUCTION MOTOR – SQUIRREL CAGE		Hz 60	CAT N
kW (HP - cv) 18.5 (25)		RPM min ⁻¹ 1760	
FS SF 1.15	ISOL INSL Δt K	Ip/In 6.5	IP55
220/380/440 V		65.7/38.0/32.9 A	
REG DUTY S ₁	MAX AMB	ALT	m
 → 6309-C3 A Base de Lítio → 6209-Z-C3 15g 0400h		125 kg	
		PNCEE REND. % = 90.1% cos φ 0.82	

Figura 5.2: Dados de placa da máquina acionadora da bancada de teste

Ao mesmo tempo, foi contabilizada toda a instrumentação para os testes, além de um sistema de registro e armazenamento de dados.

O controle de velocidade da máquina acionadora será realizado através de um inversor de frequência, permitindo a variação de velocidade na faixa de operação do gerador elétrico, e a simulação das características de uma turbina eólica.

A opção de controlador para a máquina acionadora é um inversor regenerativo da ABB, que constitui de um equipamento já utilizado em outras aplicações no CPH-UFMG e que possui uma robusta estratégia de controle de conjugado denominada “ABB’s Direct Torque Control”, o qual permitirá a emulação de diversas características mecânicas no LCCE [Oliveira and Silva, 2007].

Um sistema de aquisição de dados e dois analisadores de qualidade da energia serão utilizados para registro e armazenamento em microcomputador das variáveis elétricas e mecânicas medidas.

Durante os ensaios serão medidas as seguintes grandezas:

- três tensões e três correntes nos terminais do gerador
- tensão no capacitor do barramento CC e correntes antes e depois do banco de capacitores do inversor
- três tensões e três correntes na saída do inversor estático após o filtro indutivo
- vinte e quatro medidas de temperatura dos PT100
- medida de conjugado eletromagnético
- medida de rotação e posição angular do encoder
- medição da temperatura ambiente

5.1.1 Procedimentos de ensaios no gerador

5.1.1.1 Ensaio a vazio

O objetivo de realizar o ensaio em vazio do gerador elétrico busca a determinação da relação entre a tensão gerada e a rotação, além de obter as perdas mecânicas e perdas magnéticas do gerador. Neste ensaio serão monitoradas a tensão terminal, a potência mecânica e a rotação.

5.1.1.2 Ensaio em curto-circuito

O ensaio em curto circuito do gerador será realizado na velocidade nominal e em outras velocidades inferiores. Esse teste busca a determinação das perdas no cobre, da relação entre corrente de armadura e rotação, que permitirá uma estimativa das indutâncias da máquina. Durante este ensaio serão monitoradas a corrente de armadura, a potência mecânica e a rotação.

5.1.1.3 Ensaio em carga com fator de potência unitário e nulo

Será desenvolvido um ensaio em carga nominal e a rotação nominal com fator de potência unitário e com fator de potência nulo (ensaio em dewattada), ou seja, carga 100% indutiva. Durante este ensaio serão obtidas as curvas de regulação (tensão terminal em função da potência ativa gerada).

5.1.1.4 Ensaio em carga para determinação de eficiência

O ensaio de carregamento pode ser utilizado para diversos fins, sendo que a determinação da eficiência, em função da carga e da rotação, constitui um dos objetivos mais esperados neste projeto, pois validará as escolhas de projeto e construção e toda metodologia de cálculo desenvolvida. Durante este ensaio, a carga será variada entre 10% a 120% de seu valor nominal e a rotação de 20 RPM a 240 RPM, sendo monitoradas as potências elétricas geradas nos terminais do gerador e a potência mecânica requerida em seu eixo.

5.1.1.5 Determinação da constante de tempo térmica

A determinação da constante de tempo térmica do gerador elétrico é procedimento experimental adequado para estimar a evolução da temperatura do equipamento em diversos perfis de carga. O ensaio será desenvolvido pela aplicação de um degrau de carregamento de 50% a 100% e pelo monitoramento da resposta transitória das temperaturas até a estabilização térmica.

5.1.1.6 Ensaio de carregamento térmico nominal do gerador

O carregamento térmico do gerador permitirá estimar sua potência nominal e determinar a elevação máxima de temperatura. O ensaio é realizado em carga nominal e em sobrecarga a rotação nominal.

5.1.1.7 Ensaio de carregamento térmico variável do gerador

Serão desenvolvidos no gerador elétrico, ensaios de carregamento térmico com simulação de um perfil de operação em carga compatível com um regime de vento típico do local a ser definido para a instalação da turbina.

5.1.1.8 Avaliação da operação em sobrevelocidade

Devido ao tempo de resposta do mecanismo de autofurling, o objetivo deste teste é estressar os limites de rotação admissíveis para um possível ajuste do autofurling da turbina e desenvolver um algoritmo de controle de corrente de fluxo possível para evitar sobretensão proibitiva.

5.1.1.9 Avaliação do desempenho do algoritmo de estimação da posição

Testes do algoritmo de estimação de posição (para controle sensorless do gerador). O objetivo deste teste é avaliar a precisão e robustez do algoritmo de estimação da posição do rotor, que permitirá validar a alternativa de controle sensorless para o gerador. Para isto serão comparados os sinais do encoder e aquele produzido pelo algoritmo de estimação da posição, durante variações abruptas dos sinais de referência das malhas de controle de V_{dc} , potência ativa e potência reativa e de injeção de potência mecânica.

5.2 Avaliação de custos da fabricação do gerador

Uma dos objetivos propostos nesse trabalho envolve a capacidade de desenvolver um produto de qualidade que possa entrar em produção no mercado, ou seja, não é viável o desenvolvimento de um projeto ótimo, que tenha um bom desempenho, mas que seja um produto caro e que não atenda as necessidades comerciais.

O levantamento dos custos relacionados ao projeto, considerando uma estimativa de mão de obra e materiais de teste é apresentado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Tabela de custos gerais para produção do gerador

Peça	Material	Quantidade	Valor
Coroa	Alumínio 6151 T6	2	R\$ 4.860,00
Rotor interno	Aço-carbono SAE1020	1	R\$ 728,00
Rotor externo	Aço-carbono SAE1020	2	R\$ 6.000,00
Eixo base	Aço-carbono SAE1020	1	R\$ 871,37
Rolamento	SKF 61817-2RS1	1	R\$ 390,00
Rolamento	FAG 6015-2RS1	1	R\$ 97,00
Ímã permanente	N45H	64	R\$ 2.112,00
Fita aço	E110	1	R\$ 2.000,00
Condutor	Cobre esmaltado AWG 15	15 kg	R\$ 200,00
Mão de obra	Homem/hora	150 horas	R\$ 2.000,00
		Total:	R\$ 19.258,37

Através de uma análise rápida, é possível notar que o custo está muito baixo considerando um protótipo. Uma análise mais detalhada não foi realizada e nem mesmo um estudo para inserção do produto no mercado, contudo o potencial do mesmo se torna claro considerando a qualidade do produto final em função de custo e eficiência de operação.

5.3 Proposta de Continuidade

A possibilidade de continuação de estudo com a finalização desse projeto é inevitável, podendo ser citadas:

- na área da engenharia elétrica, o dimensionamento eletromagnético pode ser otimizado através de um estudo minucioso de geometria de ímãs, controle de fluxo, redução do material ferromagnético para redução de custos, reestudo de projeto para compactação do sistema, dentre outros.
- na área da engenharia mecânica, um modelo em regime transitório de elevação de temperatura pode ser desenvolvido com o intuito de se mitigar através da medição experimental os reais valores empíricos de condução de calor. O projeto mecânico deve ser refeito para o modelo transitório de carga, incluindo efeitos de vibração e, trabalhando em conjunto com o dimensionamento elétrico otimizar dimensões, materiais e geometrias de máquinas, buscando principalmente melhorar o método de fabricação como sendo descrito o mais crítico nesse trabalho.
- na área de engenharia metalúrgica a busca por outros tipos de materiais, ou o desenvolvimento de métodos de cozimento, sinterização, ou quaisquer processos de tratamento de materiais, que auxiliem e realimentem o projeto mecânico, com o intuito de se reduzir os custos e compactar a estrutura da máquina.
- na área da engenharia de produção, a busca por métodos de fabricação mais simples, que facilitem a logística de produção, o que acabe por reduzir custos também deve ser investigada.

Os itens elencados buscam demonstrar não somente a necessidade da continuação desse trabalho, mas principalmente a necessidade de que o mesmo ocorra.

5.4 Conclusão

O desenvolvimento do gerador elétrico *Torus* demonstrou um enorme desafio em todos os aspectos.

A investigação do modelo unidimensional e sua comparação com o método de cálculo através de elementos finitos forneceu embasamento necessário para um dimensionamento mais confiável e robusto computacionalmente.

Esse procedimento também permitiu o desenvolvimento de um processo de otimização robusto, garantindo um projeto ótimo em termos de eficiência e custos, superiores ao obtido somente através do dimensionamento.

A proposta de projeto considerando uma máquina de dois estágios representou uma boa solução durante o projeto do gerador, contudo demonstrou ser um fator complicador durante o processo de montagem.

O acoplamento entre estator e rotor, em função da força de atração das peças, apresentou desafios durante a montagem, além da dificuldade de acessar os condutores por dentro do eixo.

Os testes desenvolvidos previamente a montagem, tais como a usinagem no torno da fita de aço-silício, representaram enormes ganhos para o processo de fabricação, ora agilizando o processo de montagem, ora validando os cálculos apresentados.

O bobinamento toroidal da máquina demonstrou ser o fator mais crítico em função de sua complexidade construtiva e do mesmo ter sido realizado manualmente. O tempo morto até que fosse adquirida a expertise necessária demandou cerca de 4 meses na mão de bobinadores experientes.

A avaliação estrutural foi realizada apenas em regime de carga estacionário, mas foi suficiente para dimensionar as peças, e com isso não ocasionar de fadiga de materiais, flambagens, quebras e fissuras, sendo que a melhoria das peças são propostas para trabalhos futuros.

O objetivo ao fim desse trabalho envolve os devidos testes e validações do gerador como proposto, assim como a previsão de construção de mais duas outras topologias de máquinas elencadas nesse trabalho.

- A máquina coreless, onde espera-se sanar os problemas relacionados a construtividade das bobinas, e aumento de eficiência, o que em uma primeira análise parece a melhor premissa para uma produção seriada desse tipo de máquina.
- A máquina ranhurada de material composto, a qual encontra-se um pouco mistificada devido ao baixo índice de referências no tema, o que serve de estímulo de pesquisa e desenvolvimento, junto com a área de metalurgia, com o intuito de avaliar suas vantagens.

Referências Bibliográficas

- ABNT. Abnt nbr 5383-1:2002 - máquinas elétricas girantes - parte 1: Motores de indução trifásicos - ensaios. *ABNT/CB-04 - Associação Brasileira de Normas Técnicas, São Paulo, SP, 2002.*
- ABNT. Abnt nbr iso 262:2004 - máquinas e equipamentos mecânicos. *ABNT/CB-04 - Associação Brasileira de Normas Técnicas, São Paulo, SP, 2004.*
- ABNT. Abnt nbr iso 262:2004 - projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. *ABNT/CB-04 - Associação Brasileira de Normas Técnicas, São Paulo, SP, 2008.*
- Acesita. Aços elétricos - siliciosos de grão orientado e de grão não-orientado. *Catálogo de materiais, ED. 1/maio/2007, 2007.*
- ANEEL. Aneel - agência nacional de energia elétrica - banco de informações de geração. *Banco de Informações de Geração, Agosto/2011, 2011.* URL <http://www.aneel.gov.br>.
- M. Aydin. *Axial Flux Surface Mounted Permanent Magnet Disc Motors for Smooth Torque Traction Drive Applications*. PhD thesis, UNIVERSITY OF WISCONSIN, 2004.
- M Aydin and T A Lipo. Torus concept machines: pre-prototyping design assessment for two major topologies. *Conference Record of the 2001 IEEE Industry Applications Conference 36th IAS Annual Meeting Cat No01CH37248, 00 (59877014):1619–1625, 2001.*
- M. Aydin, S. Huang, and T.A. Lipo. Design and 3d electromagnetic field analysis of non-slotted and slotted torus type axial flux surface mounted permanent magnet disc machines. *International Electrical Machine and Drive Conference Proceedings*, pages 645–651, 2001.

- M. Aydin, S. Huang, and T. A. Lipo. Performance evaluation of an axial flux consequent pole pm motor using finite element analysis. *IEEE International Conference on Electrical Machines and Drives, Madison, WI*, 2003.
- M. Aydin, S. Huang, and T.A. Lipo. Axial flux permanent magnet disc machines: A review. *SPEEDAM*, 2004.
- J. Azzouzi, G. Barakat, and B. Dakyo. Analytical modeling of an axial flux permanent magnet synchronous generator for wind energy application. *IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, 15 May*, pages 1255 – 1260, 2005a.
- J Azzouzi, N A Karim, G Barakat, and B Dakyo. Axial flux pm synchronous generator design optimization: robustness test of the genetic algorithm approach. *2005 European Conference on Power Electronics and Applications*, 9:10 pp.–P.10, 2005b.
- J. Azzouzi, R. Belfkira, N. Abdel-karim, G. Barakat, and B. Dakyo. Design optimization of an axial flux pm synchronous machine: Comparison between direct method and gas method. *Power Electronics and Motion Control Conference, EPE-PEMC 2006. 12th International*, pages 1094 – 1098, 2006.
- J. G. Azzouzi, Barakat, and B. Dakyo. Quasi-3d analytical modeling of the magnetic field of an axial flux permanent magnet synchronous machine. *Electric Machines and Drives Conference, IEMDC'03, IEEE International, 1-4 June*, 3:1941 – 1947, 2003.
- D.J. Bang, H. Polinder, G. Shrestha, and J.A. FERREIRA. Review of generator systems for direct-drive wind turbines. *European Wind Energy Conference, EWEC 2008, Brussels.*, 2008.
- S. R. Barbosa, A. F. Avila, T. A. C. Maia, I. J. S. Lopes, and S. R. Silva. Estudo dos efeitos da sobretensão em transformadores de potência aliada a carregamentos acima da potência nominal. *XIX SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 2007, Rio de Janeiro. Anais XIX SNPTEE - 2007*, 2007.
- S. R. Barbosa, S. R. Silva, I. J. S. Lopes, A. F. Avila, and T. A. C. Maia. Estudo dos efeitos da sobretensão em transformadores de potência aliada a carregamentos acima da potência nominal. *Revista EletroEvolução, 01 Set.*, 2009.
- Adrian Bejan and Allan D Kraus. *Handbook of Heat Transfer*, volume 29. McGraw-Hill, 1998.

- Eva Belicov and Valeria Hrabovcova. Analysis of an axial flux permanent magnet machine (afpm) based on coupling of two separated simulation models (electrical and thermal ones). *Journal of Electrical Engineering*, 58(1):3–9, 2007.
- BNDES. Bndes - banco nacional do desenvolvimento; finame leasing. Technical report, 2011. URL <http://www.bndes.gov.br/>.
- F. Caricchi, B. J. Chalmers, F. Crescimbin, and E. Spooner. Advances in the design of torus machines. *Proceedings of 1998 International Conference on Power Electronic Drives and Energy Systems for Industrial Growth, 1-3 Dec.*, 2:516 – 522, 1998.
- CEPEL. Atlas do potencial eólico brasileiro. *Brasília*, 2001. URL <http://www.cresesb.cepel.br/>.
- B. J. Chalmers and E. Spooner. An axial-flux permanent-magnet generator for a gearless wind energy system. *IEEE Trans on Energy Conversion*, Jun, 14: 251–257, 1999.
- T. F. Chan and L. L. Lai. An axial-flux permanent-magnet synchronous generator for a direct-coupled wind-turbine system. *IEEE Transaction on Energy Conversion*, 22:86–94, 2007.
- Y. Chen, P. Pillay, and A. Khan. Pm wind generator topologies. *IEEE Transactions on Industry Applications*, Nov.-Dec., 41:1619–1626, 2005.
- Z. Chen and E. Spooner. A modular permanent-magnet generator for variable speed wind turbine. *Electrical Machines and Drives IEE, Conference publication*, 412:453–457, 1995.
- F. Chimento and A. Raciti. A low-speed axial-flux pm generator for wind power systems. *IEEE International Symposium on Industrial Electronics, 4-7 May*, 2:1479–1484, 2004.
- Myung-Jin Chung and Dae-Gab Gweon. Modeling of the armature slotting effect in the magnetic field distribution of a linear permanent magnet motor. *Electrical Engineering Archiv fur Elektrotechnik*, 84(2):101–108, 2002.
- M. Cirani, C. Sadarangani, and P. Thelin. Analysis of an innovative design for an axial flux torus machine. *Vehicular Technology Conference, 2002. Proceedings. VTC Fall. 2002 IEEE 56th.*, 2002.
- Cntech Co. Comsol multiphysics. *Engineering*, pages 1–4, 2011. URL www.comsol.com.

- P. C. Coles, D. Rodger, R. J. Hill-Cottingham, H. C. Lai, M. Lamperth, and A. Walker. Design and analysis of an axial flux permanent magnet machine. (*PEMD 2004*). *Second International Conference on Power Electronics, Machines and Drives*, (Conf. Publ. No. 498), March, 2:840–843, 2004.
- CRESESB. Centro de referência para energia solar e eólica sergio de salvo brito, novembro/2010. 2010. URL http://www.cresesb.cepel.br/atlas_eolico_brasil/atlas.htm.
- Marco A Da Cunha and K G Efthimiadis. Effect of the annealing temperature on the structure and magnetic properties of 2% si steel. *Materials Research*, 955(3):581–587, 2007.
- T. Davenport. Improvement in propelling machinery by magnetism and electromagnetism, 1837.
- F Deng. An improved iron loss estimation for permanent magnet brushless machines. *Energy Conversion IEEE Transactions on*, 14(4):1391–1395, 2002. URL http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=815078.
- M. M. Dias, L. Schaeffer, A. M. Dias, and J. L. Cesar. Novas perspectivas das máquinas elétricas trifásicas a partir da utilização de materiais magnéticos macios sinterizados. *Revista Liberato*, 6:56–65, 2005.
- M. R. Dubois and H. Polinder. Study of tfpm machines with toothed rotor applied to direct-drive generators for wind turbines. *Proceedings of the Nordic Workshop on Power and Industrial Electronics (NORPIE)*, June, 2004.
- M. R. Dubois, P. Lemiux, C. Cyr, and D. Massicotte. Effects of machining on the properties of resin-based soft magnetic material. *in International Conference on Electrical Machines Greece, 2006*, 2006.
- M. R. J. Dubois. Optimized permanent magnet generator topologies for direct-drive wind turbines. *Doctor Thesis, Technische Universiteit Delf*, January, 2004.
- DWIA. Danish wind industry association, novembro/2010. 2010. URL <http://guidedtour.windpower.org/en/tour/wres/index.htm>.
- EPE. Empresa de pesquisa energética - epe cadastra oferta de 23.332 mw para leilões de energia de reserva e a-3. *INFORME À IMPRENSA, Leilões de Reserva e A-3*, 2011.

- S Eriksson, A Solum, M Leijon, and H Bernhoff. Simulations and experiments on a 12kw direct driven pm synchronous generator for wind power. *Renewable Energy*, 33(4):674–681, 2008.
- Osvane Abreu Faria, Thales Alexandre Carvalho Maia, Heloisa G. Mendonça, João A. de Vasconcelos, Andre Augusto Cardoso, Fabricio Souza Borges, and Selênio R Silva. Design of an axial flux permanent magnet motor for an energy efficiency competition vehicle. *21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering - October 24-28, 2011, Natal, RN, Brazil*, 2011.
- Wang Fengxiang, Bai Jianlong, Hou Qingming, and Pan Jian. Design features of low speed permanent magnet generator direct driven by wind turbine. *2005 International Conference on Electrical Machines and Systems*, pages 1017–1020 Vol. 2, 2005. URL <http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=1574932>.
- A P Ferreira, A M Silva, and A F Costa. *Prototype of an axial flux permanent magnet generator for wind energy systems applications*. IEEE, 2007. URL <http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=4417748>.
- J F Gieras, Rj Wang, and Maarten J Kamper. *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*. Springer, 2008.
- Anders Grauers. *Design of direct-driven permanent-magnet generators for wind turbines*. PhD thesis, School of Electrical and Computer Engineering, Chalmers University of Technology, 1996.
- D J Griffiths. *Introduction to Electrodynamics*, volume 105. Prentice Hall, 1999.
- Y. G. Guo, J. G. Zhu, J. J. Zhong, P. A. Watterson, and W. Wu. An improved method for predicting iron losses in smc electrical machines, 2004. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, Vol.19, No. 1-4:p. 75–78, 2004.
- GWEC. Global wind energy council - gwec: Global wind report 2010. 2010. URL <http://www.gwec.net/index.php?id=167I&L=0>.
- Frank P Incropera and David P DeWitt. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, volume 3. John Wiley, 2007.
- Robert C Juvinall and K M Marshek. *Fundamentals of Machine Component Design*, volume 105. John Wiley & Sons, 2003. URL <http://books.google.com/books?id=itC7QgAACAAJ>.

- Nabil Abdel Karim, Jaouad Azzouzi, Georges Barakat, and Brahima Dakyo. *Complete Analytical Modeling of an Axial Flux PM Synchronous Machine for Wind Energy Application*, pages 996–1001. 2006.
- Arvi Kruusing. Optimizing magnetization orientation of permanent magnets for maximal gradient force. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 234 (3):545–555, 2001.
- F Leonardi and T A Lipo. A comparison of power density for axial flux machines based on general purpose sizing equations. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 14(2):185–192, 1999.
- F. Libert and J. Soulard. Design study of different direct-driven permanent-magnet motors for a low speed application. *Proceedings of the Nordic Workshop on Power and Industrial Electronics (NORPIE)*, June, 2004.
- Florence Libert. *Design , Optimization and Comparison of Permanent Magnet Motors for a Low-Speed Direct-Driven Mixer*. PhD thesis, Technical Licenciate report, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2004.
- T A Lipo. Introduction to ac machine design. *Wisconsin Power Electronics Research Center, University of Wisconsin, Madison*, Vol 1, 1996.
- C V Madhusudana and L S Fletcher. Contact heat-transfer - the last decade. 24 (3):510–523, 1986.
- T. A. C. Maia, S. R. Barbosa, A. F. Avila, I. J. S. Lopes, and S. R. Silva. Desenvolvimento e validação de uma metodologia para inclusão do efeito da sobretensão no carregamento de transformadores de potência. *SBSE - Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, 2008, Belo Horizonte. Anais do SBSE 2008 (Belo Horizonte - MG)*, 2008.
- T. A. C. Maia, S. R. Silva, C. L. Sabioni, C. Siegenthaler, J. Alves, and J. A. de Vasconcelos. Projeto eletromagnético-térmico de um gerador de fluxo axial a Ímãs permanentes de baixa potência para turbinas eólicas. *SBSE 2010 - Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, 2010, Belém do Para, SBSE 2010, 2010a*.
- T. A. C. Maia, L. E. P. P. Samico, S. R. Silva, C. Siegenthaler, C. L. Sabioni, J. Alves, J. A. de Vasconcelos, R. P. Ribeiro, M. S. Miranda, and B. M. Lopes. Design of an multistack axial flux permanent magnet machine for small wind turbine. *EWEC 2010 - Europe's premier wind energy event, 2010, Polônia. EWEC 2010, 2010b*.

- Thales A. C. Maia, Osvane A. Faria, Andre A. R. F. E. Cardoso, Fabrício S. Borges, Heloisa G. Mendonça, Marcos A. Silva, João A. Vasconcelos, Selênio R. Silva, and Bruno M. Lopes. Electromechanical design for an optimized axial flux permanent magnet torus machine for 10kw wind turbine. *ICEMS 2011*, 2011a.
- Thales A. C. Maia, Osvane A. Faria, Andre A. R. F. E. Cardoso, Fabrício S. Borges, Heloisa G. Mendonça, João A. Vasconcelos, Selênio R. Silva, and Leonardo T. F. Soare. Design of an axial flux permanent magnet machine for automotive energy efficiency competition. *ICEMS 2011*, 2011b.
- Thales A. C. Maia, Osvane A. Faria, Claret L. Sabioni, André Cardoso, Heloisa Mendonça, Fabricio Borges, João A. Vasconcelos, Selênio R. Silva, Bruno M. Lopes, and Carlos A. M. Nascimento. Metodologia de projeto de um gerador de fluxo axial de metodologia de projeto de um gerador de fluxo axial de alta eficiência para aplicações em turbinas eólicas de pequeno porte. *XXI SNTPEE Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Grupo de Estudo de Produção Térmica e Fontes não Convencionais - GPT*, 2011c.
- Thales Alexandre Carvalho Maia. Projeto de gerador de fluxo axial a imãs permanentes para turbina eólica de baixa potência. *Trabalho de conclusão de curso - Escola de Engenharia/UFMG*, 2009.
- LLC MatWeb. Online materials information resource - matweb. 2011. URL www.matweb.com.
- D. C. Meeker. Finite element method magnetics, version 4.0.1. *03Dec2006 Build*, 2006. URL <http://www.femm.info>.
- D. Mehrzad, J. Luque, and M. C. Cuenca. Vector control of pmsg for grid connected wind turbine applications, (4th semester, spring). Master's thesis, 2009.
- Florence Meier. Permanent-magnet synchronous machines with non-overlapping concentrated windings for low speed direct drive application. *Docteur of Philosophy Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm*, 2008.
- P H Mellor, D Roberts, and D R Turner. Lumped parameter thermal model for electrical machines of tefc design. *Iee Proceedings B Electric Power Applications*, 138(5):205, 1991.
- Victor Flores Mendes. Avaliação do comportamento de um sistema de conversão de energia eólica utilizando gerador de indução duplamente excitado durante afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais*, 2009.

- MathWorks ML. Matlab - the language of technical computing. *Engineering*, 2011. URL www.mathworks.com/products/matlab.
- N Mohan, T Undeland, and W Robbins. *Power Electronics - Converters, Designs and Applications*. Wiley and Sons, 2003.
- E Muljadi and C P Butterfield. Axial flux, modular, permanent-magnet generator with a toroidal winding for wind turbine applications. *Conference Record of 1998 IEEE Industry Applications Conference ThirtyThird IAS Annual Meeting Cat No98CH36242*, (July):174–178, 1998.
- M Negrea and M Rosu. Thermal analysis of a large permanent magnet synchronous motor for different permanent magnet rotor configurations. *IEMDC 2001 IEEE International Electric Machines and Drives Conference Cat No01EX485*, pages 777–781, 2001.
- NEMA. Motors and generators. *NEMA Standards Publications MG1-2006, Revision 1 2007, (Incorporates 12-2008 Errata)*, Rosslyn., 2008.
- Janne Nerg, Marko Rilla, and Juha Pyrhonen. Thermal analysis of radial-flux electrical machines with a high power density. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 55(10):3543–3554, 2008.
- R. G. Oliveira and Selênio R Silva. Development of a wind turbine simulator for wind energy conversion systems - experimental results. *Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência, 2007, Blumenau. CDROM do 9o. COBEP*, 1:1–6, 2007.
- A Parviainen. Axial flux interior permanent magnet synchronous motor with sinusoidally shaped magnets. *Electrical Engineering*, pages 1–6, 2001.
- A Parviainen, J Pyrhonen, and P Kontkanen. Axial flux permanent magnet generator with concentrated winding for small wind power applications. *Structure*, pages 1187–1191, 2005.
- Asko Parviainen. Design of axial-flux permanent-magnet low-speed machines and performance comparison between radial-flux and axial-flux machines. 2005.
- Alvaro Henrique Pereira. *Apostila - Elementos de Máquinas*. Faculdade de Tecnologia - UERJ, 2005.
- Heverton Augusto Pereira, Silas Yunghwa LIU, Manoel Candido de Lima RAMOS, Victor Flores MENDES, and Selênio Rocha SILVA. A comparative analysis of wind turbine technologies in focus on the grid integration. *IEEE/IAS*

- International Conference on Industry Applications, INDUSCON 2010*, pages 1–6, 2010.
- E. L. R. Pinheiro. Análise do comportamento dinâmico de usinas eólicas a velocidade variável utilizando atpdraw. Master's thesis, Dissertação de Mestrado (Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Minas Gerais, 2004.
- K. R. Pirola. Magnetoimpedância gigante em materiais ferromagnéticos amorfos: Uma breve introdução. *Revista Physicae 1 - 2000*, 2000.
- R Prasher. Thermal interface materials: Historical perspective, status, and future directions. *Proceedings of the IEEE*, 94(8):1571–1586, 2006.
- Garrison F Price, Todd D Batzel, Mihai Comanescu, and Bruce A Muller. Design and testing of a permanent magnet axial flux wind power generator. 2008.
- Francesco Provenza. *Projetista de Máquinas*. Editora F. Provenza, 1990.
- Ronghai Qu and T A Lipo. Analysis and modeling of air-gap and zigzag leakage fluxes in a surface-mounted permanent-magnet machine. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 40(1):121–127, 2004.
- Ronghai Qu, M Aydin, and T A Lipo. *Performance comparison of dual-rotor radial-flux and axial-flux permanent-magnet BLDC machines*, volume 3, pages 1948–1954 vol.3. 2003.
- ResearchInChina. China rare earth permanent magnet industry report, 2009-2010 - may/2010. 2010. URL <http://www.researchinchina.com>.
- Rogério Pinto Ribeiro. *Metodologia de Projeto de Pás de Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal Para Baixa Potência*. PhD thesis, Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, 2006.
- Arnold Johan Rix. *Design, Comparison and Experimental Evaluation of Non-Overlap Winding Radial Flux Permanent Magnet Hub Drives for Electric Vehicles*. PhD thesis, Faculty of Engineering at Stellenbosch University, 2011.
- Maxime Roger and Joseph Dubois. Optimized permanent magnet generator topologies for direct-drive wind turbines door. *PhD Delft University*, 142:143–182, 2004.
- C. L. Sabioni, T. A. C. Maia, S. R. Silva, C. Siegenthaler, J. A. de Vasconcelos, C. A. M. Nascimento, and B. M. Lopes. Acoplamento de técnicas dos projetos eletromagnético e térmico de um gerador de fluxo axial a Ímãs permanentes

- para operação em turbinas eólicas de baixa velocidade. *CBA 2010 - XVIII Congresso Brasileiro de Automática, 2010, Bonito, MS. CBA 2010*, 2010.
- F Sahin. *Design and development of an high-speed axial-flux permanent-magnet machine*. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, 2001.
- F Sahin and A J A Vandenput. Thermal modeling and testing of a high-speed axial-flux permanent-magnet machine. *COMPEL The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, 22(4):982–997, 2003.
- S Scowby. Thermal modelling of an axial flux permanent magnet machine. *Applied Thermal Engineering*, 24(2-3):193–207, 2004.
- K Sitapati and R Krishnan. Performance comparisons of radial and axial field, permanent-magnet, brushless machines. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 37(5):1219–1226, 2001.
- E Spooner and B J Chalmers. Torus: a slotless, toroidal-stator, permanent-magnet generator. *Iee Proceedings B Electric Power Applications*, 139(6):497, 1992.
- W. F. A. L. Sérillon. Thermal modelling of permanent magnet motor for traction. Master's thesis, Royal Institute of Technology, Department of Electrical Engineering, Electrical Machines and Power Electronics, 2007.
- D Staton, A Boglietti, and A Cavagnino. Solving the more difficult aspects of electric motor thermal analysis. *IEEE International Electric Machines and Drives Conference 2003 IEMDC03*, 2:747–755, 2003. URL <http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=1210320>.
- David A Staton and Andrea Cavagnino. Convection heat transfer and flow calculations suitable for electric machines thermal models. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 55(10):3509–3516, 2008.
- SolidWorks Corp. SW. 3d cad design software solidworks. *Engineering*, 2011. URL www.solidworks.com.
- David Vokoun, Marco Beleggia, Ludek Heller, and Petr Sittner. Magnetostatic interactions and forces between cylindrical permanent magnets. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 321(22):3758–3763, 2009.
- George J. Wakileh. Harmonics in rotating machines. *Electric Power Systems Research, Power Quality*, 66, Issue 1:Pages 31–37, 2003.

- R. R. Wallace, T. A. Lipo, J. Tapia, and L. Moran. Design and construction of permanent magnet axial flux synchronous generator. *IEEE Electric Machines and Drives Conference Record, May*, pages 18–21, 1997.
- R. R. Wallace, J. A. Tapia, and L. A. Díaz. Design of a 75 kw - 167 rpm axial flux permanent magnet synchronous motor for copper mining applications. *SPEEDAM 2006, International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion*, 2006.
- Rong-Jie Wang, K Van Der Westhuizen, and J F Gieras. Optimal design of a coreless stator axial flux permanent-magnet generator. *IEEE Transactions on Magnetics*, 41(1):55–64, 2005.
- Mohammad S Widyan. *Design, Optimization, Construction and Test of Rare-Earth Permanent-Magnet Electrical Machines with New Topology for Wind Energy Applications*. PhD thesis, 2006. URL [j](#).
- T J Woolmer and M D McCulloch. Axial flux permanent magnet machines: a new topology for high performance applications. *IET Hybrid Vehicle Conference 2006*, pages 27–42, 2006.
- W Wu, V S Ramsden, T Crawford, and G Hill. A low speed, high-torque, direct-drive permanent magnet generator for wind turbines. *Conference Record of the 2000 - IEEE Industry Applications Conference 35th IAS Annual Meeting and World Conference on Industrial Applications of Electrical Energy*, 00(C):147–154, 2007.
- Wang Xiaoyuan, Zhao Fang, Du Jingjuan, and Tang Renyuan. The magnetic field simulation of multi-disc coreless magnet synchronous motor based on halbach array. *Electrical Machines and Systems, 2005. ICEMS 2005. Proceedings of the Eighth International Conference on 3*, Vol. 3:2083 – 2086, 2005.
- Yasuda Yoh. A new lightning protection system for wind turbines using two ring-shaped electrodes. *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering*, 1(3):314–319, 2006.
- J P Yonnet. Permanent magnet bearings and couplings. *IEEE Transactions on Magnetics*, 17(1):1169–1173, 1981.
- Z Yuan. Turbulent heat transfer on the stationary disk in a rotor-stator system. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 46(12):2207–2218, 2003. URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0017931002005252>.

J. Zhang, Z. Chen, and M. Cheng. Design and comparison of a novel stator interior permanent magnet generator for direct-drive wind turbines. *Renewable Power Generation, IET December*, 1:203–210, 2007.

Deming Zhu, Xin Qiu, Nan Zhou, and Yangguang Yan. A comparative study of winding factors between distributed windings and nonoverlapping concentrated windings. *DRPT2008 6-9 April 2008 Nanjing China*, 2008.

APÊNDICES

Apêndice A

Detalhamento do cálculo eletromagnético analítico

Para introduzir o problema para modelagem e dimensionamento magnético, uma análise simples de um caminho magnético, com uma espira e um ímã permanente é apresentado e sua contribuição com relação a saturação magnética no material

Circuito magnético com fio condutor Um caso simples de caminho magnético é apresentado na Figura A.1, onde a partir desse é descrito o caminho magnético e a modelagem de fluxo magnético a partir da Eq. (A.1).

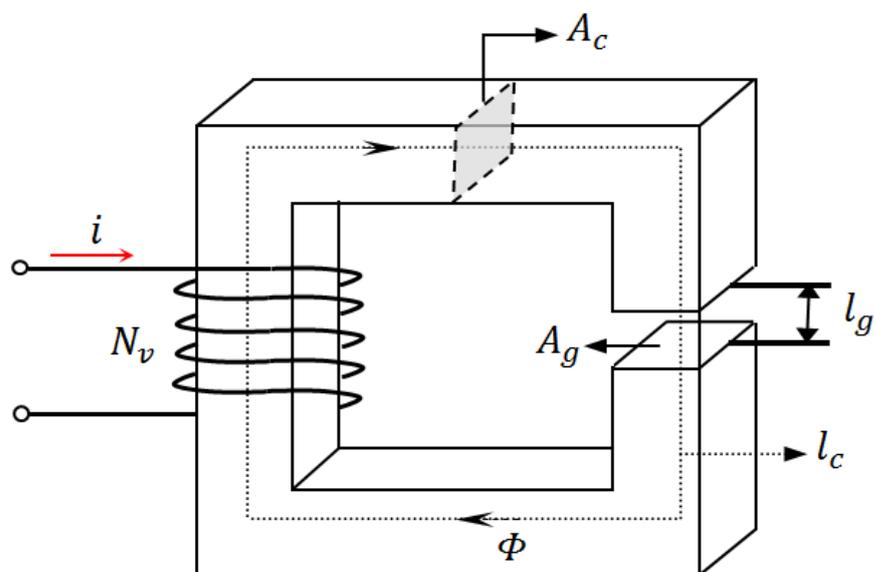


Figura A.1: Caminho magnético simplificado para dimensionamento magnético

$$\begin{aligned}\sum_x \phi_x = 0 &\rightarrow \Phi_g = \Phi_c = \Phi \\ B_g A_g = B_c A_c &= \Phi\end{aligned}\quad (\text{A.1})$$

$$\mathfrak{S}_{mm} = \oint \vec{H} \cdot d\vec{l} = N_v i = H_c l_c + H_g l_g \quad (\text{A.2})$$

Caso a situação apresentada fosse desconsiderada a saturação magnética, o equacionamento seria semelhante ao apresentado anteriormente pela Eq. (2.67) e reapresentado na Eq. (A.3).

$$Ni = \Phi \left(\frac{l_c}{\mu_c A_c} + \frac{l_g}{\mu_0 A_g} \right) \quad (\text{A.3})$$

Caso a saturação magnética seja contabilizada, a equação deve ser apresentada em função da curva de saturação, B_c .

$$H_c = \frac{B_c}{\mu_c} \quad (\text{A.4})$$

$$Ni = H_c l_c + \frac{B_g}{\mu_0} l_g = H_c l_c + \frac{B_c A_c}{\mu_0 A_g} l_g \quad (\text{A.5})$$

$$B_c = -H_c \frac{l_c \mu_0 A_g}{A_c l_g} + \frac{A_g Ni \mu_0 A_g}{A_c l_g} \quad (\text{A.6})$$

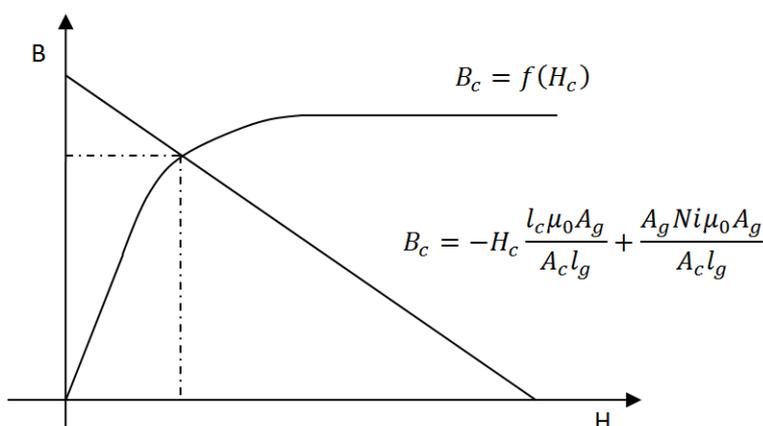


Figura A.2: Ponto de operação do material ferromagnético em função de sua saturação magnética no circuito magnético com bobina de campo

A solução da Eq. (A.6) é representada através da Figura A.2.

Circuito magnético a ímãs permanentes A análise do caminho magnético utilizando um ímã permanente acrescenta uma nova variável, a qual é função da curva de magnetização do ímã permanente. Um desenvolvimento análogo a Eq. (A.1), é possível apresentar a partir das expressões a seguir:

$$\begin{aligned} \sum_x \phi_x = 0 &\rightarrow \Phi_g = \Phi_{PM} = \Phi_c = \Phi \\ B_g A_g &= B_{PM} A_{PM} = B_c A_c \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

$$\mathfrak{S}_{mm} = H_g l_g + H_{PM} l_{PM} + H_c l_c \quad (\text{A.8})$$

$$B_c = f(H_c) \quad (\text{A.9})$$

$$B_{PM} = B'_r + \mu_{PM} H_{PM} \leftrightarrow B_{PM} = \mu_{PM} (H_{PM} - H_{CPM}) \quad (\text{A.10})$$

onde

B'_r Densidade de fluxo remanente

H_{CPM} Campo coercivo

Combinando as equações Eq. (A.7), Eq. (A.8), Eq. (A.9) e Eq. (A.10), e considerando ainda $H_g = \frac{B_g}{\mu_0}$.

$$\begin{aligned} \frac{B_g}{\mu_0} l_g + H_c l_c + H_{PM} l_{PM} &= 0 \\ B_c &= f(H_c) \\ B_{PM} &= B_g \frac{A_g}{A_{PM}} \\ B_c &= B_g \frac{A_g}{A_c} \\ B_{PM} &= \mu_{PM} (H_{PM} - H_{CPM}) \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

As variáveis para solução apresentadas na Eq. (A.11) podem ser identificadas como B_g , H_c e H_{PM} . Logo, considerando a saturação no núcleo, a solução do sistema pode ser representada pela A.3.

$$\begin{cases} \frac{B_c}{\mu_0} \frac{A_c}{A_g} l_g + H_c l_c + \left(\frac{B_{PM}}{\mu_{PM}} + H_{CPM} \right) l_{PM} = 0 \\ B_c \frac{A_c l_g}{\mu_0 A_g} + H_c l_c + B_c \frac{A_c l_{PM}}{\mu_{PM} A_{PM}} + H_{CPM} l_{PM} = 0 \\ B_c \left(\frac{A_c l_g}{\mu_0 A_g} + \frac{A_c l_{PM}}{\mu_{PM} A_{PM}} \right) + H_{CPM} l_{PM} + H_c l_c = 0 \end{cases} \quad (\text{A.12})$$

$$\begin{aligned}
 \frac{B_c A_c l_g}{\mu_0 A_g} + H_c l_c + \left(\frac{B_{PM}}{\mu_{PM}} + H_{CPM} \right) l_{PM} &= 0 \\
 B_c \frac{A_c l_g}{\mu_0 A_g} + H_c l_c + B_c \frac{A_c l_{PM}}{\mu_{PM} A_{PM}} + H_{CPM} l_{PM} &= 0 \\
 B_c \left(\frac{A_c l_g}{\mu_0 A_g} + \frac{A_c l_{PM}}{\mu_{PM} A_{PM}} \right) + H_{CPM} l_{PM} + H_c l_c &= 0
 \end{aligned}
 \tag{A.13}$$

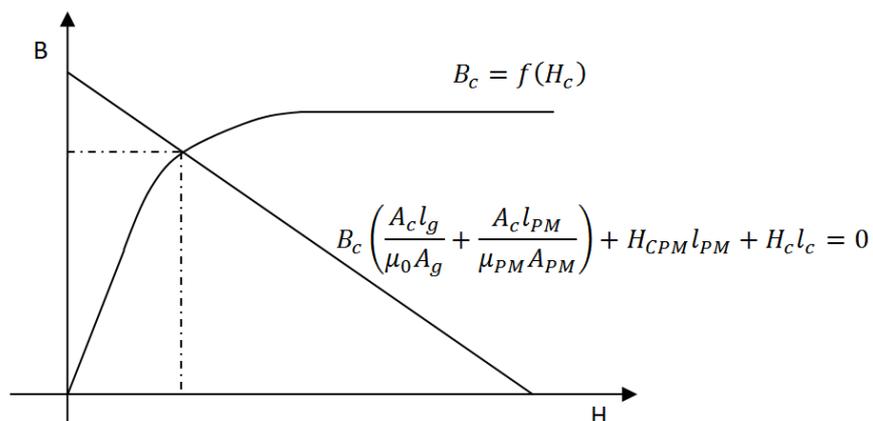


Figura A.3: Ponto de operação do material ferromagnético em função de sua saturação magnética no circuito magnético com ímã permanente

Apêndice B

Sensor de estimativa de fluxo magnético desenvolvido no LCCE para auxiliar na montagem do gerador elétrico

O circuito final utilizado para a estimativa de forças magnéticas é apresentado através da Figura B.1.



Figura B.1: Circuito de medição de fluxo desenvolvido para a montagem do gerador

Apêndice C

Tabela de medições dos ímãs permanentes adquiridos

O trabalho desenvolvido com as peças de ímã permanente necessitou que cada ímã fosse medido individualmente e seus valores foram listados na Tabela C.1.

Tabela C.1: Tabela de medições de todos os ímãs permanentes

Ímã n°	B [mT]						
1	117	21	125	41	105	61	111
2	111	22	114	42	123	62	113
3	100	23	128	43	102	63	95
4	112	24	118	44	103	64	110
5	109	25	95	45	118	65	123
6	100	26	122	46	115	66	129
7	137	27	122	47	121	67	109
8	145	28	107	48	135	68	116
9	119	29	109	49	115	69	127
10	101	30	130	50	111	70	83
11	95	31	98	51	117	71	123
12	111	32	119	52	116	72	129
13	143	33	105	53	116	73	106
14	115	34	121	54	128	74	100
15	114	35	109	55	121	75	119
16	125	36	100	56	116	76	115
17	130	37	117	57	92	77	118
18	126	38	121	58	111	78	93
19	134	39	121	59	115	79	105
20	128	40	113	60	121	80	114

Apêndice D

Materiais utilizados para a colagem dos ímãs na peça de rotor

Durante a colagem dos ímãs utilizou-se de alguns materiais para a correta colagem dos ímãs nas peças de rotor, sendo esses listados e apresentados na Figura D.1.

- balança de precisão para a mistura da araldite e endurecedor;
- araldite e endurecedor (AV138/HV998);
- luvas e palitos para manuseio da araldite, devido ao alto teor de toxicidade do material;
- parafusos para sustentar a peça de gabarito na peça de rotor;
- thinner para limpar a superfície do rotor e dos ímãs;
- óculos de proteção.



Figura D.1: Lista de materiais utilizados para a colagem dos ímãs

Apêndice E

Solução do dimensionamento para a máquina Torus

A solução listada é a solução completa do algoritmo de dimensionamento montado a partir da metodologia apresentada, o qual contempla desde as geometrias das peças até os valores de indutâncias e densidades de fluxo.

```
1 =====
2 ===== CIRCUITO MAGNETICO A IMA PERMANENTE E COM SATURACAO =====
3 =====
4 Densidade de fluxo no ima externo(Tesla) : 0.7057
5 Intensidade de campo no ima externo(A.e/m) : -416125.94
6 Densidade de fluxo no ima interno(Tesla) : 0.7092
7 Intensidade de campo no ima interno(A.e/m) : -413726.67
8 Densidade de fluxo no entreferro externo(Tesla) : 0.4125
9 Intensidade de campo no entreferro externo(A.e/m) : 328242.63
10 Densidade de fluxo no entreferro interno(Tesla) : 0.4145
11 Intensidade de campo no entreferro interno(A.e/m) : 329864.49
12 Densidade de fluxo no nucleo frontal externo de estator(Tesla) : 0.4125
13 Intensidade de campo no nucleo frontal externo de estator(A.e/m) : 2.50
14 Densidade de fluxo no nucleo frontal interno de estator(Tesla) : 0.4145
15 Intensidade de campo no nucleo frontal interno de estator(A.e/m) : 2.48
16 Densidade de fluxo no nucleo transversal de estator(Tesla) : 1.2720
17 Intensidade de campo no nucleo transversal de estator(A.e/m) : 214.61
18 Densidade de fluxo no nucleo frontal externo de rotor (Tesla) : 0.4914
19 Intensidade de campo no nucleo frontal externo de rotor (A.e/m) : 244.41
20 Densidade de fluxo no nucleo frontal interno de rotor (Tesla) : 0.4938
21 Intensidade de campo no nucleo frontal interno de rotor (A.e/m) : 245.73
22 Densidade de fluxo no nucleo transversal de rotor (Tesla) : 1.1336
23 Intensidade de campo no nucleo transversal de rotor(A.e/m) : 741.12
24 =====
25 =====
26 ===== ANÁLISE DE UM GERADOR DE FLUXO AXIAL TOROIDAL =====
27 =====
28 ===== E S P E C I F I C A C O E S =====
29 Potencia nominal do gerador(W) : 10552.2
30 Tensao nominal de linha(V) : 171.0
31 Corrente nominal (A) : 35.6
32 Rotação nominal(RPM) : 214.7
33 Número de pares de pólos(p) : 8.0
```

```

34 Frequencia nominal (Hz) : 28.6
35 Número de estágios : 2.0
36 Eficiencia do gerador(por cento) : 90.2
37 ===== D I M E N S O E S =====
38 Diametro externo do estator (mm) : 560.0
39 Diametro interno do estator (mm) : 380.0
40 Largura do entreferro (mm) : 2.0
41 Mínima Largura de cabeça de bobina (mm) : 6.6
42 Largura de cabeça de bobina (mm) : 8.0
43 Distancia entre imas (mm) : 20.0
44 Espessura do ima (mm) : 8.0
45 Comprimento do ima (mm) : 80.0
46 Comprimento da lamina de aco de stator (m): 759.4
47 Largura do nucleo de estator (mm) : 30.0
48 Largura do nucleo do rotor externo (mm) : 20.0
49 Largura do nucleo do rotor interno (mm) : 10.0
50 Comprimento total do gerador (mm) : 182.0
51 Diametro total do gerador (mm) : 609.9
52 Volume do gerador (dm^3) : 53.16
53 Numero de espiras/bobina/estagio : 40
54 Número de bobinas em série/fase/estagio : 4
55 Número de bobinas por fase/estagio : 16
56 Número de bobinas em paralelo por fase : 4
57 Bitola do condutor (AWG) : 15
58 Seção do condutor (mm2) : 1.650
59 Area de imas/Area polar : 0.70
60 Fator de dispersão : 0.84
61 Peso do cobre (kg) : 15.8
62 Peso dos imas (kg) : 22.4
63 Peso do aço (kg) : 113.0
64 Peso do gerador (kg) : 160.5
65 Perdas no cobre dos enrolamentos (W) : 980.6
66 Perdas no Ferro (W) : 115.8
67 Perdas Rotacionais (W) : 44.6
68 Perdas totais no gerador (W) : 1141.0
69 Indutancia de Eixo Direto (mH) : 1.496
70 Indutancia de Eixo em Quadratura (mH) : 1.424
71 Resistencia de estator (Ohms) : 0.258
72 Inércia Total (kg.m2) : 5.646
73 ***** GRANDEZAS PRINCIPAIS *****
74 Custo total do material ativo (US$) : 1336.38
75 Temperatura dos imas permanentes (oC) : 42.39
76 Temperatura dos condutores (oC) : 83.61
77 Vazao de ar para resfriamento(l/s) : 20.00
78 Conjugado do gerador (Nm) : 520.0
79 Força axial de atração ima-estator (N) : 6263.6
80 Parametro de projeto - Densidade de fluxo no entreferro (T) : 0.414
81 Parametro de projeto - Densidade linear de corrente (A/m) : 32751.4
82 Parametro de projeto - Densidade superficial de corrente (A/m^2) : 5396941.5
83 Parametro de projeto - Razao de Diametros (Dout/Din) : 0.679
84 Parametro de projeto - Inducao residual no imas (T) : 1.311
85 Parametro de projeto - Inducao no nucleo de estator (T) : 1.272
86 Parametro de projeto - Inducao no nucleo de rotor (T) : 1.134
87 Parametro de projeto - Temperatura ambiente (oC) : 40.000
88 Parametro de projeto - Máxima energia dos imãs externos (kJ/m3) : 293.67
89 Parametro de projeto - Máxima energia dos imãs internos (kJ/m3) : 293.42
90 =====
91
92 Tempo de execução do script : 8.536 s

```

