

Filipe Nunes Resmini

**PROJETO E OTIMIZAÇÃO DE GERADORES
SÍNCRONOS A ÍMÃS PERMANENTES E INTRODUÇÃO A
OTIMIZAÇÃO DE GAMAS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.
Orientador: Prof. Renato Carlson, Dr.
Coorientador: Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.

Florianópolis
2013

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Resmini, Filipe

Projeto e otimização de geradores síncronos a ímãs permanentes e introdução a otimização de gamas / Filipe Resmini ; orientador, Renato Carlson ; co-orientador, Mauricio Valencia da Luz. - Florianópolis, SC, 2013. 142 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Inclui referências

1. Engenharia Elétrica. 2. Dispositivos Eletromagnéticos. 3. Geradores Síncronos. 4. Otimização de Gamas. 5. Método de Elementos Finitos. I. Carlson, Renato. II. Valência da Luz, Mauricio. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

Filipe Nunes Resmini

**PROJETO E OTIMIZAÇÃO DE GERADORES
SÍNCRONOS A ÍMÃS PERMANENTES E INTRODUÇÃO A
OTIMIZAÇÃO DE GAMAS**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em *Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos*, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.

Florianópolis, 23 de agosto de 2013.

Prof. Patrick Kuo-Peng, Dr.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Renato Carlson, Dr.
Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Ály Ferreira Flores Filho, Dr.
Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Prof. Patrick Kuo-Peng, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Jean Viane Leite, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Orlando José Antunes, Dr.
Instituto Federal de Santa Catarina

Este trabalho é dedicado à minha família, pelo apoio e motivação concedidos em todos os momentos e de todas as formas.

AGRADECIMENTOS

De maneira sucinta, gostaria de agradecer àqueles que colaboraram, diretamente ou não, para a realização deste trabalho. Estas poucas palavras não fazem justiça à contribuição que os mesmos tiveram para a conclusão de mais esta etapa.

Em primeiro lugar agradeço a Deus, fonte maior de confiança e força.

Aos meus pais e meu irmão, pela compreensão e disposição incondicionais.

Ao prof. Renato Carlson, orientador deste trabalho, pelo tempo cedido e conhecimento compartilhado, e sua disponibilidade integral no auxílio a seus orientados.

Ao prof. Mauricio Valencia da Luz, coorientador, pela colaboração e amizade.

Aos demais professores e colegas do GRUCAD pela convivência, companhia e partilha de experiências durante o período de desenvolvimento deste trabalho.

Ao prof. Frédéric Wurtz pelo fornecimento das ferramentas computacionais que contribuiram imensamente para a qualidade deste trabalho.

À CAPES pelo auxílio financeiro provido durante este período.

E, por fim, aos meus amigos, pelos momentos proporcionados longe do ambiente de estudos, indispensáveis para o crescimento pessoal.

“Há três métodos para ganhar sabedoria: primeiro, por reflexão, que é o mais nobre; segundo, por imitação, que é o mais fácil; e terceiro, por experiência, que é o mais amargo.”

Confúcio

RESUMO

O método clássico de projeto de máquinas elétricas é geralmente baseado apenas em equações analíticas e hipóteses, e é aprimorado com o auxílio de métodos numéricos. Devido a estes fatores este processo pode ser lento e muito dependente da experiência do projetista. Este trabalho traz uma metodologia de projeto de geradores síncronos a ímãs permanentes que, além das equações, utiliza redes de relutâncias e algoritmos de otimização, de modo a obter projetos de alta qualidade de maneira mais eficiente. Este método é apresentado com o desenvolvimento de dois geradores síncronos simultaneamente, onde a cada etapa é aplicado o Método de Elementos Finitos para avaliação dos resultados e validação dos modelos. A última seção do texto introduz o conceito de Otimização de Gamas, uma teoria que tem por objetivo encontrar a solução ótima para uma série de máquinas diferentes ao invés de otimizar cada máquina individualmente.

Palavras-chave: Otimização. Geradores Síncronos. Ímãs Permanentes. Otimização de Gamas. Método de Elementos Finitos.

ABSTRACT

The classical method to design electrical machines is generally based only in analytical equations and hypothesis, and it is improved with the support of numerical methods. Due to these factors, this process may become too slow or rely too much on the designer's experience. This work brings a methodology of permanent magnet synchronous generators design that, along with the equations, also utilizes reluctance networks and optimization algorithms, in order to obtain a high quality project in a more efficient way. This method is shown with the development of two synchronous generators simultaneously, and at each step, the Finite Elements Method is used to evaluate the results and validate the models. The last chapter of the text introduces the concept of Ranges Optimization, a theory that focuses on finding the optimal solution to a series of different machines instead of optimizing each single machine alone.

Keywords: Optimization. Synchronous Generators. Permanent Magnets. Ranges Optimization. Finite Elements Method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Curva BxH típica de um ímã, com destaque para a Linha de Carga e o Coeficiente de Permeância [6].	33
Figura 2.2- Principais dimensões dos geradores.	37
Figura 2.3 - Malha de Elementos Finitos para o gerador A.	51
Figura 2.4 - Distribuição dos níveis de indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador A.	52
Figura 2.5 - - Distribuição dos níveis de indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador B.	52
Figura 2.6 – Pontos de avaliação da indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador A.	53
Figura 2.7 - Valores de potência para o modelo de dimensionamento de ambos os geradores.	54
Figura 3.1 - Configurações possíveis de enrolamentos resultantes do Emetor®.	57
Figura 3.2 - Interface da ferramenta <i>Emetor</i> ®.	58
Figura 3.3 - Distribuição de fluxo magnético para geradores de camada simples.	59
Figura 3.4 - Esboço da rede de relutâncias para geradores de camada simples.	60
Figura 3.5- Distribuição de fluxo magnético para geradores de camada dupla.	62
Figura 3.6- Esboço da rede de relutâncias para geradores de camada dupla.	63
Figura 3.7 - Detalhe das regiões onde a representação em rede de relutâncias foi modificada.	64
Figura 3.8- Rede de relutâncias final para geradores de camada dupla.	65
Figura 3.9 - Componentes do pacote <i>CADES</i> ®.	66
Figura 3.10 - Variação do fluxo magnético com o movimento do rotor para o circuito de camada simples do gerador A.	68
Figura 3.11 - Circuito monofásico equivalente (a) e diagrama fasorial (b) para os geradores.	70
Figura 3.12– Pontos de avaliação da indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.	76
Figura 3.13 - Pontos de avaliação da indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.	77
Figura 3.14 - Torque de relutância para o gerador A.	78
Figura 3.15 - Torque de relutância para o gerador B.	79

Figura 3.16 - Variação da indutância própria de uma fase com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.....	80
Figura 3.17 - Variação da indutância mútua de uma fase com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.....	81
Figura 3.18 - Variação da indutância síncrona com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.....	81
Figura 3.19 - Força Eletromotriz a vazio para o modelo de otimização de camada simples do gerador A.....	83
Figura 3.20 - Enlace de fluxo magnético a vazio para o modelo de otimização de camada simples do gerador A.....	84
Figura 3.21 - Sobreposição das ondas de força eletromotriz e enlace de fluxo.....	85
Figura 3.22 - Linearização do fluxo magnético.....	85
Figura 3.23 - Força Eletromotriz a vazio para o modelo de otimização de camada dupla do gerador A.....	86
Figura 3.24 - Enlace de fluxo magnético a vazio para o modelo de otimização de camada dupla do gerador A.....	87
Figura 3.25 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.....	88
Figura 3.26 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.....	89
Figura 3.27 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.....	90
Figura 3.28 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.....	91
Figura 3.29 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.....	92
Figura 3.30 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.....	92
Figura 3.31 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.....	93
Figura 3.32 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.....	94
Figura 4.1 - Rede de relutâncias duplicada para a otimização de gamas.....	99
Figura 4.2 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.....	100
Figura 4.3 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.....	101

Figura 4.4 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.	101
Figura 4.5 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.	102
Figura 4.6 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.....	103
Figura 4.7 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.	103
Figura 4.8 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.	104
Figura 4.9 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.	104
Figura B.1 - Distribuição dos condutores das fases A e B em ranhuras adjacentes para geradores de camada dupla.....	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Especificações de entrada do primeiro gerador.....	32
Tabela 2 - Aspectos construtivos iniciais assumidos.....	32
Tabela 3 - Restrições aos níveis de indução magnética.....	34
Tabela 4 - Restrições geométricas aos elementos próximos do entreferro.	34
Tabela 5 - Restrições impostas aos condutores.	35
Tabela 6 - Valores de densidade dos materiais utilizados.	42
Tabela 7 - Constantes para cálculo de perdas no ferro.	45
Tabela 8 - Custo dos materiais	47
Tabela 9 - Especificações de Entrada para os geradores.	48
Tabela 10 - Parâmetros de Desempenho para os geradores.	48
Tabela 11 - Dimensões do Rotor para os geradores.	48
Tabela 12 - Especificações de Condutores e Ranhuras para os geradores.	49
Tabela 13 - Dimensões do Estator para os geradores.	49
Tabela 14 - Perdas, Rendimento e Custos para os geradores.	49
Tabela 15 - Níveis de indução magnética no modelo de dimensionamento do gerador A.	53
Tabela 16 - Comparação entre níveis de indução magnética obtidos pelo MEF e pela rede de relutâncias para o modelo de camada simples do gerador A.....	61
Tabela 17 - Comparação entre níveis de indução magnética obtidos pelo MEF e pela rede de relutâncias para o modelo de camada dupla do gerador A.....	65
Tabela 18 - Condições impostas aos parâmetros de entrada do modelo de otimização.....	74
Tabela 19 - Condições impostas aos parâmetros de saída do modelo de otimização.	75
Tabela 20 - Níveis de indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.....	76
Tabela 21 - Níveis de indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.....	77
Tabela 22 - Comparação dos valores de indutância obtidos pelo modelo de otimização e pelo MEF para o gerador A.....	82
Tabela 23 - Comparação dos valores de indutância obtidos pelo modelo de otimização e pelo MEF para o gerador A.....	82
Tabela 24 - Valores de Força Eletromotriz para o modelo de otimização do Gerador B.	87

Tabela 25 – Resultados obtidos para o modelo de otimização do Gerador B.....	94
Tabela 26 - Resultados obtidos com a otimização de ambos os geradores.....	95
Tabela 27 - Custos obtidos com o modelo de dimensionamento para os geradores.....	95
Tabela 28- Custos obtidos com o modelo de otimização para os geradores.....	95
Tabela 29 - Comparação dos resultados das simulações entre otimização simples e otimização de gama para o Gerador A.....	102
Tabela 30 - Comparação dos resultados das simulações entre otimização simples e otimização de gama para o Gerador B.....	105

LISTA DE SÍMBOLOS

a_g (mm)	Espessura do entreferro
B (T)	Indução magnética ou densidade de fluxo magnético
b_d (mm)	Largura dos dentes do estator
B_d (T)	Indução magnética no dente (camada simples)
B_{d-cl} (T)	Indução magnética no dente inteiro (camada dupla)
B_{d-l} (T)	Indução magnética no meio dente (camada dupla)
B_g (T)	Indução magnética no entreferro
B_{yr} (T)	Indução magnética na coroa do rotor
B_{ys} (T)	Indução magnética na coroa do estator
<i>Cambio</i> (-)	Taxa de conversão de reais para dólares
Cc_{Cu} (R\$)	Custo total com cobre do gerador
Cc_{Fe} (R\$)	Custo total com ferro do gerador
Cc_{Imas} (R\$)	Custo total com ímãs do gerador
C_{Cu} (R\$/kg)	Preço por quilograma de cobre
C_{Fe} (R\$/kg)	Preço por quilograma de ferro
C_{imp} (-)	Condição implícita para o cálculo de otimização
C_{pm} (R\$/kg)	Preço por quilograma dos ímãs permanentes
C_{sp} (-)	<i>Coil slot pitch</i> – passo de bobina medido em ranhuras
C_{tmat} (US\$)	Custo total dos materiais do gerador
D_{es} (mm)	Diâmetro externo do estator
D_{fio} (mm)	Diâmetro dos condutores
D_{is} (mm)	Diâmetro interno do estator
D_{rai} (mm)	Diâmetro do rotor abaixo dos ímãs
D_{re} (mm)	Diâmetro externo do rotor
D_{ri} (mm)	Diâmetro interno do rotor
D_{sr} (mm)	Diâmetro do estator acima das ranhuras
D_{ste} (mm)	Diâmetro do estator na altura do topo da ranhura
$d\theta$ (rad)	Intervalo angular de variação linear do fluxo
E_a (V)	Força eletromotriz da fase A
E_{ab} (V)	Força eletromotriz entre as fases A e B
E_b (V)	Força eletromotriz da fase B
E_c (V)	Força eletromotriz da fase C
f (Hz)	Frequência das tensões induzidas
F_a (Wb)	Fluxo magnético enlaçado pela fase A
F_{ab} (Wb)	Fluxo magnético enlaçado pelas fase A e B em série
F_b (Wb)	Fluxo magnético enlaçado pela fase B
F_c (Wb)	Fluxo magnético enlaçado pela fase C
fem_{ll} (V)	Valor de pico da força eletromotriz de linha
fem_{ln} (V)	Valor de pico da força eletromotriz de fase

fem_{ll-RMS} (V)	Valor eficaz da força eletromotriz de linha
fem_{ln-RMS} (V)	Valor eficaz da força eletromotriz de fase
g'' (mm)	Espessura corrigida do entreferro
H (A/m)	Amplitude do campo magnético
h_a (mm)	Largura da ranhura na altura do topo da ranhura
h_b (mm)	Largura da ranhura na altura do fundo da ranhura
h_{ctt} (mm)	Altura do complemento dos bicos de ranhura
h_{ew} (mm)	Altura estimada da cabeça de bobina
H_g (A/m)	Amplitude do campo magnético que cruza o entreferro
h_m (mm)	Altura dos ímãs
h_{tt} (mm)	Altura dos bicos de ranhura
h_{yr} (mm)	Altura da coroa do rotor
h_{ys} (mm)	Altura da coroa do estator
I_a (A)	Corrente nos condutores da fase A
I_b (A)	Corrente nos condutores da fase B
I_c (A)	Corrente nos condutores da fase C
I_k (-)	Parâmetros de entrada do otimizador
I_R (A)	Corrente nominal do gerador com carga resistiva
J_{fio} (A/mm ²)	Densidade de corrente nos condutores
K_{ce} (-)	Constante de correção da força eletromotriz
k_E (V.s/rad)	Constante de força contraeletromotriz
K_{Fld} (-)	Fator empírico para perdas por Foucault nos dentes
K_{Flys} (-)	Fator empírico para perdas por Foucault no estator
K_{Hyd} (-)	Fator empírico para perdas por histerese nos dentes
K_{Hys} (-)	Fator empírico para perdas por histerese no estator
k_R (-)	Fator de redução da largura do ímã
L_{aa} (H)	Indutância própria da fase A
L_{ab} (H)	Indutância mútua entre as fases A e B
L_{end} (H)	Indutância da cabeça de bobina
L_g (H)	Indutância própria de entreferro
L_{stk} (mm)	Comprimento axial do gerador
L_{sync} (H)	Indutância síncrona do gerador
L_u (H)	Indutância própria de dispersão de ranhura
m_{Cu} (kg)	Massa total de cobre do gerador
m_{Fed} (kg)	Massa de ferro nos dentes do gerador
m_{Feyr} (kg)	Massa de ferro na coroa do rotor do gerador
m_{Feys} (kg)	Massa de ferro na coroa do estator do gerador
Mg (H)	Indutância mútua de entreferro
MLT (mm)	Comprimento médio de uma espira
m_{pm} (kg)	Massa total dos ímãs do gerador
Mu	Indutância mútua de dispersão de ranhura

n (rpm)	Velocidade de rotação do gerador
N_b (-)	Número de bobinas do gerador
N_{cf} (-)	Número de condutores por fase
N_{cr} (-)	Número de condutores por ranhura
N_{eb} (-)	Número de espiras por bobina
N_{ef} (-)	Número de espiras por fase
N_{ran} (-)	Número de ranhuras
O_k (-)	Parâmetros de saída
p (-)	Número de pares de polos
P_{ad} (W)	Perdas adicionais
P_c (-)	<i>Permeance Coefficient</i> – Coeficiente de permeância
P_{cu} (W)	Perdas no cobre
P_{emag} (W)	Potência eletromagnética
$Perdas$ (W)	Perdas totais do gerador
P_{Fe} (W)	Perdas no ferro
P_{Fi} (W/kg)	Densidade de perdas por Foucault no ferro
P_{Fid} (W)	Perdas por Foucault nos dentes
P_{Ftys} (W)	Perdas por Foucault na coroa do estator
P_{Hy} (W/kg)	Densidade de perdas por histerese no ferro
P_{Hyys} (W)	Perdas por histerese na coroa do estator
P_{Hyd} (W)	Perdas por histerese nos dentes
$PLoad$ (W)	Potência na carga
P_n (W)	Potência nominal do gerador
P_{out} (W)	Potência de saída do gerador
P_{slot} (-)	Coeficiente de permeância de ranhura
q (-)	Número de ranhuras por polo e por fase
R_{lf} (Ω)	Resistência dos condutores de uma fase
R_{is} (mm)	Raio interno do estator
R_L (Ω)	Resistência de carga
r_w (mm)	Raio médio da ranhura
S (mm ²)	Área de entreferro atravessada pelo fluxo magnético
S_{cu} (mm ²)	Seção de cobre dentro da ranhura
S_d (mm)	Altura da ranhura
S_f (-)	<i>Slot fill</i> – fator de enchimento da ranhura
S_{fio} (mm ²)	Seção de cobre dos condutores
S_p (mm)	Passo de ranhura na altura do entreferro
S_{pte} (mm)	Passo de ranhura na altura do topo da ranhura
S_{ran} (mm ²)	Seção da ranhura
T_{mec} (N.m)	Torque mecânico do gerador
T_n (N.m)	Torque nominal do gerador
TRV (N.m/m ³)	Torque por unidade de volume

V_{Cu} (m ³)	Volume total de cobre no gerador
V_{Fed} (m ³)	Volume de ferro nos dentes do gerador
V_{Feyr} (m ³)	Volume de ferro na coroa do rotor do gerador
V_{Feys} (m ³)	Volume de ferro na coroa do estator do gerador
V_{fn} (V)	Tensão eficaz fase-neutro nos terminais do gerador
V_L (V)	Tensão contínua na saída da ponte retificadora
V_{pm} (m ³)	Volume total de ímãs no gerador
V_r (m ³)	Volume do rotor do gerador
w (mm)	Abertura das ranhuras
X_s (Ω)	Impedância síncrona do gerador
Z (-)	Número total de condutores no gerador
α (rad)	Abertura angular do passo de bobina
$\alpha_{g_{sp}}$ (°)	Passo de ranhura na altura do entreferro
$\alpha_{g_{spte}}$ (°)	Passo de ranhura na altura do topo da ranhura
$\alpha_{r_{spte}}$ (rad)	Passo de ranhura na altura do topo da ranhura
δ (°)	Ângulo de carga do gerador
η (-)	Rendimento do gerador
θ_G (°)	Ângulo do condutor de ida
θ_{ig} (°)	Abertura angular dos ímãs, em graus
θ_{ir} (rad)	Abertura angular dos ímãs, em radianos
θ_R (°)	Ângulo do condutor de retorno
λ (Wb)	Enlace de fluxo magnético
λ_{max} (Wb)	Valor máximo do enlace de fluxo magnético
μ_0 (H/m)	Permeabilidade magnética do ar
ρ_{Cu} (g/cm ³)	Densidade do cobre
ρ_{Fe} (g/cm ³)	Densidade do ferro
ρ_{pm} (g/cm ³)	Densidade dos ímãs
σ (kPa)	Tensão tangencial media no entreferro
τ_{cu} (Ω.m)	Resistividade elétrica do cobre
τ_g (°)	Passo polar
$\Phi_{d_{cl}}$ (Wb)	Fluxo magnético no dente inteiro (camada dupla)
$\Phi_{d_{l}}$ (Wb)	Fluxo magnético no meio dente (camada dupla)
Φ_{fase} (wb)	Fluxo magnético enlaçado por uma fase
Φ_g (Wb)	Fluxo magnético que cruza o entreferro
Φ_m (Wb)	Fluxo magnético de um ímã
Φ_{polo} (Wb)	Fluxo magnético total enlaçado por um polo
ω_n (rad/s)	Velocidade angular de rotação

LISTA DE ABREVIATURAS

CADES	Component Architecture for Design of Engineering Systems
EFCAD	Electromagnetic Fields Computer Aided Design
FEM	Força Eletromotriz
GMD	Raio Médio Geométrico
MEF	Método de Elementos Finitos
MLT	Mean Length Turn
RMS	Root Mean Square
SML	System Modeling Language
SQP	Sequential Quadratic Programing
TRV	Torque per Rotor Volume

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	29
2	MODELO DE DIMENSIONAMENTO	31
2.1	DEFINIÇÕES	31
2.2	ESPECIFICAÇÕES DE DESEMPENHO FORNECIDAS	31
2.3	ESCOLHAS INICIAIS DE PROJETO	32
2.4	PARÂMETROS ADICIONAIS DE DESEMPENHO	35
2.5	CÁLCULO GEOMÉTRICO DA MÁQUINA	36
2.5.1	Dimensionamento do Rotor	36
2.5.2	Dimensionamento dos Condutores e Ranhuras	39
2.5.3	Dimensionamento do Estator	40
2.6	CÁLCULO DAS MASSAS DOS MATERIAIS	42
2.7	CÁLCULO DE PERDAS E RENDIMENTO	44
2.7.1	Perdas no Cobre	45
2.7.2	Perdas no Ferro	45
2.7.3	Perdas adicionais	46
2.7.4	Potência de Saída, Torque Mecânico e Rendimento	47
2.8	CUSTO	47
2.9	RESULTADOS PARA O GERADOR DE 4KW E RESUMO DOS PROJETOS	48
2.10	VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS	50
2.11	CONCLUSÕES	54
3	MODELO OTIMIZADO	55
3.1	DEFINIÇÕES	55
3.2	BOBINAGEM DAS MÁQUINAS	57
3.3	MODELOS MAGNÉTICOS	58
3.3.1	Modelo Magnético para Máquina de Camada Simples	59
3.3.2	Modelo Magnético para Máquina de Camada Dupla	62
3.4	EQUACIONAMENTO E OTIMIZAÇÃO DOS GERADORES	66
3.4.1	Equações Referentes à Máquina de Camada Simples	67
3.4.2	Equações Referentes à Máquina de Camada Dupla	72
3.4.3	Otimização das Máquinas	73
3.5	RESULTADOS DOS MODELOS OTIMIZADOS	75
3.5.1	Níveis de Indução Magnética	76
3.5.2	Torque de relutância	78
3.5.3	Validação dos Modelos de Indutâncias	79
3.5.4	Análise de Força Eletromotriz e Fluxo Magnético	83
3.5.5	Simulação de Operação com Carga	88
3.5.6	Custo	95

3.6	AVALIAÇÃO DOS MODELOS OTIMIZADOS	96
3.7	CONCLUSÕES	96
4	OTIMIZAÇÃO DE GAMAS.....	97
4.1	DEFINIÇÕES	97
4.2	METODOLOGIA DE PROJETO.....	98
4.3	RESULTADOS DA SIMULAÇÃO COM CARGA NOMINAL	100
4.3.1	Gerador de 3 kW	100
4.3.2	Gerador de 4 kW	103
4.4	CONCLUSÕES	105
5	CONCLUSÃO.....	107
APÊNDICE A – CÁLCULO DE INDUTÂNCIAS PARA MÁQUINA DE CAMADA SIMPLES		
109		
A.1	INDUTÂNCIA PRÓPRIA DE ENTREFERRO	109
A.2	INDUTÂNCIA MÚTUA DE ENTREFERRO	110
A.3	INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DE RANHURA.....	110
A.4	INDUTÂNCIA DE CABEÇA DE BOBINA.....	111
APÊNDICE B – CÁLCULO DE INDUTÂNCIAS PARA MÁQUINA DE CAMADA DUPLA		
113		
B.1	INDUTÂNCIA PRÓPRIA DE ENTREFERRO	113
B.2	INDUTÂNCIA MÚTUA DE ENTREFERRO	114
B.3	INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DE RANHURA	115
B.4	INDUTÂNCIA MÚTUA DE DISPERSÃO DE RANHURA	117
B.5	INDUTÂNCIA DE CABEÇA DE BOBINA	117
APÊNDICE C – CÓDIGO DO ARQUIVO .SML PARA GERADOR DE CAMADA SIMPLES.....		
119		
APÊNDICE D – CÓDIGO DO ARQUIVO .SML PARA O GERADOR DE CAMADA DUPLA.....		
129		
REFERÊNCIAS.....		
141		

1 INTRODUÇÃO

O projeto de máquinas elétricas é um assunto largamente explorado no meio acadêmico. É possível encontrar os mais diversos conjuntos de equações, tabelas, gráficos, e outras ferramentas dedicadas a este propósito. Mesmo assim, neste tipo de trabalho costuma-se empregar uma metodologia onde o projeto é baseado no equacionamento da máquina e na experiência do projetista, e pode necessitar ser repetido mais de uma vez até atingir um resultado satisfatório, consequentemente se mostrando onerosa em termos de tempo e custo computacional.

A proposta deste trabalho consiste na utilização de uma metodologia de projeto otimizado de máquinas elétricas com o objetivo de aumentar a relação entre qualidade de projeto e tempo dispendido no mesmo. Tal ideia será demonstrada com a elaboração do projeto de uma gama de dois Geradores Síncronos a Ímãs Permanentes, sendo um deles de 3 kW, com velocidade de 350 rpm, e o outro de 4 kW e com velocidade de 500 rpm, encarregados de alimentar em 220 V cargas resistivas conectadas aos mesmos por intermédio de pontes retificadoras.

De modo a se obter um projeto de qualidade, aliado à crescente preocupação com os recursos naturais e ao desperdício de materiais, além da alta dos preços dos ímãs permanentes no decorrer dos anos, o projeto deve passar por um processo de otimização. Tal processo utiliza métodos numéricos para encontrar o conjunto de parâmetros ótimo para a finalidade proposta para o projeto.

Além disso, ao fim deste texto será introduzido o conceito de Otimização de Gamas, uma proposta ainda pouco explorada que visa encontrar a melhor solução possível para uma série de projetos em paralelo ao invés da solução ótima para cada um deles.

O projeto inicia no capítulo 2, onde é apresentado o modelo de dimensionamento. Este modelo tem por objetivo o desenvolvimento do projeto analítico do gerador, e utiliza apenas de equações algébricas e hipóteses baseadas em projetos anteriores. Uma vez concluído, o projeto é avaliado com o auxílio do Método de Elementos Finitos, uma

poderosa ferramenta numérica capaz de determinar o comportamento das grandezas de cunho eletromagnético no interior do dispositivo, trazendo os resultados do desempenho do gerador, de modo a validar a exatidão do modelo.

No capítulo 3 é exibida uma nova etapa do projeto: o modelo de otimização, baseado no modelo de dimensionamento previamente realizado. Entretanto, neste caso as equações são preparadas para serem aplicadas no *software* de otimização, fornecendo mais graus de liberdade e reduzindo o nível de empirismo do projeto. A ferramenta de otimização utilizada é o pacote CADES®, que compreende um conjunto de programas destinados à concepção de máquinas elétricas ótimas. Ao término da etapa de otimização, uma vez mais os projetos são avaliados pelo método de elementos finitos, com o objetivo de comprovar a eficiência modelo e os benefícios advindos da utilização dos mesmos.

O capítulo 4 traz a Otimização de Gamas, um conceito ainda pouco explorado, mas que será mostrado ser de grande valia. Nesta etapa será aplicado novamente o *software* de otimização, porém, não mais a cada gerador individualmente. Um novo modelo de otimização é desenvolvido, contemplando os dois geradores simultaneamente, e muitos dos parâmetros se fazem presentes em ambos. Esta prática resulta em um projeto ótimo das duas máquinas propostas com compartilhamento de peças, ou seja, as lâminas que compõem o estator e o rotor são exatamente iguais para os dois geradores. Os resultados serão comparados àqueles determinados com as otimizações individuais, com a finalidade de verificar as vantagens deste método.

Por fim, o capítulo 5 traz as considerações finais do texto, as conclusões obtidas com a realização do trabalho, bem como as possibilidades deixadas para o futuro ao término deste.

2 MODELO DE DIMENSIONAMENTO

2.1 DEFINIÇÕES

Este tipo de abordagem consiste na utilização de um modelo analítico ou semi-analítico para o desenvolvimento do projeto. Este modelo tem por finalidade o desenvolvimento da máquina elétrica representada por dois conjuntos de características: parâmetros construtivos e parâmetros de desempenho. Os parâmetros construtivos são relacionados à geometria e aos materiais empregados como, por exemplo, dimensões espaciais e padrão de bobinagem da máquina. Já os parâmetros de desempenho dizem respeito aos aspectos esperados da operação da máquina, como torque, corrente e força eletromotriz induzida, bem como a certas restrições físicas, como níveis de indução magnética em determinados pontos.

De modo geral, os métodos analíticos de projeto se baseiam nos parâmetros construtivos para a determinação dos parâmetros de desempenho, obtendo os resultados de operação da máquina a partir da definição da sua geometria. Neste caso, o modelo é calculado a partir de alguns parâmetros de desempenho fornecidos, e o restante destes bem como as dimensões geométricas são obtidos no decorrer dos cálculos. Ao fim, o modelo é analisado com o Método de Elementos Finitos para verificar sua validade [1], [2].

Os dados fornecidos são, em geral, insuficientes para o desenvolvimento completo do projeto. Assim, de modo a possibilitar o cálculo dos parâmetros restantes da máquina, algumas suposições devem ser feitas, baseadas em estatísticas e experiência.

A seguir é descrito o modelo de dimensionamento para a máquina de menor potência, que corresponde a uma sequência de equações e resultados, retirados principalmente de [3], [4] e [5]. Tais equações são também válidas para a máquina de 4kW, logo, não serão repetidas, apenas serão apresentados os resultados para este segundo caso.

2.2 ESPECIFICAÇÕES DE DESEMPENHO FORNECIDAS

Tais especificações são consideradas as condições de entrada do modelo, ou seja, os dados iniciais do projeto. Como apresentado anteriormente, este conjunto contém três itens, com valores referentes a potência, tensão nos terminais e velocidade de rotação:

Tabela 1 - Especificações de entrada do primeiro gerador.

Potência nominal	$P_n = 3 \text{ kW}$
Tensão na saída do retificador	$V_L = 220 \text{ V}$
Velocidade de rotação	$n = 350 \text{ rpm}$

Todo o projeto da máquina a partir daqui visa alcançar esses valores especificados para os três parâmetros acima.

2.3 ESCOLHAS INICIAIS DE PROJETO

Aqui é levada em conta a experiência e sensibilidade do profissional no intuito de conceber um resultado não só satisfatório, mas de qualidade. As primeiras considerações a serem feitas se referem a aspectos construtivos.

Tabela 2 - Aspectos construtivos iniciais assumidos.

Número de pares de polos	$p = 6$
Número de ranhuras por polo e por fase	$q = 1$
Altura dos ímãs	$h_m = 5 \text{ mm}$
Coefficiente de Permeância	$P_c = 10$
Comprimento axial da máquina	$L_{stk} = 60 \text{ mm}$

O número de pares de polos foi definido através de estudos efetuados anteriormente, mostrando que, para esta topologia, compreende a melhor relação entre custo e desempenho da máquina. Além disso, aliado ao número de ranhuras por polo por fase, permite que os dentes e a coroa do estator possuam espessuras razoáveis sem que se comprometa sua rigidez mecânica ou saturação magnética, como pode ser visto em [1]. O valor unitário de q também tem influência no processo de montagem da máquina, facilitando a instalação dos enrolamentos.

A altura dos ímãs foi determinada para que os mesmos tivessem a rigidez mecânica necessária para suportar o movimento da máquina, além de proporcionar um entreferro pequeno o suficiente para facilitar a passagem do fluxo magnético. São utilizados ímãs de Neodímio-Ferro-Boro ($NdFeB$), um tipo de ímã de terras raras que possui altos valores de indução remanente B_r – em torno de 1,21 T na temperatura de trabalho – bem como de campo coercitivo.

O fator denominado Coeficiente de Permeância (P_c) se relaciona ao ponto de operação do ímã na sua curva B x H. Nesta curva, traça-se uma linha da origem até o ponto de operação do ímã, denominada Linha de Carga. A inclinação desta, normalizada por μ_0 , resulta no valor do Coeficiente de Permeância. A figura 2.1 mostra o segundo quadrante da curva B x H de um ímã de ferrite, diferente do utilizado no projeto, mas apresentada apenas para ilustrar a linha de carga (*load line*) e os valores de P_c (*Permeance coefficient*) para diversos pontos de operação diferentes deste ímã.

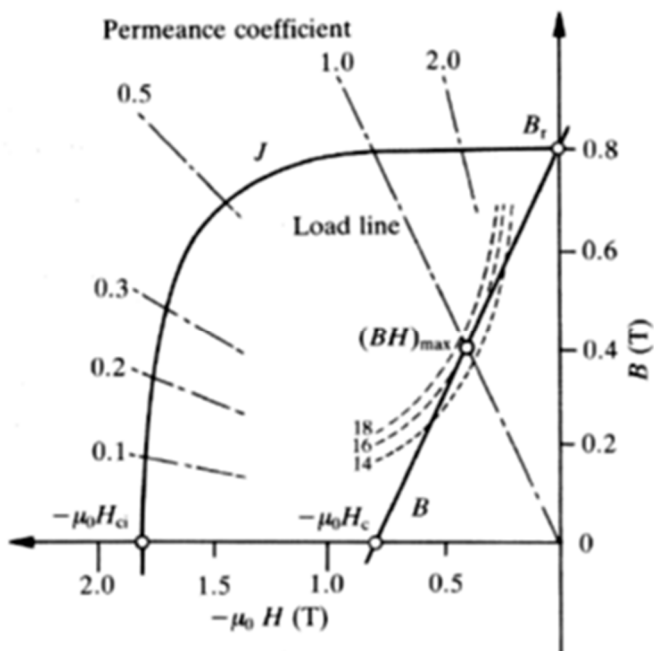


Figura 2.1 - Curva BxH típica de um ímã, com destaque para a Linha de Carga e o Coeficiente de Permeância [6].

Com a determinação da altura dos ímãs, este fator permite calcular a espessura do entreferro a_g com a relação apresentada na equação 2.1. O valor escolhido para P_c , apresentado na tabela 2, garante uma margem segura de operação em relação ao ponto de desmagnetização do ímã ao mesmo tempo em que este trabalha com um valor alto de indução remanente [3].

$$a_g = \frac{h_m}{P_c} \quad (2.1)$$

O último fator, referente ao comprimento axial da máquina, é relacionado à capacidade de produção de torque da máquina, e foi determinado na intenção de manter o diâmetro da máquina no tamanho esperado. O objetivo é que o diâmetro externo do estator do gerador tenha em torno de 300 mm.

Na sequência, de modo a evitar a saturação do ferro dos dentes e coroas, algumas restrições são feitas aos valores de indução [7]. Assim, tem-se:

Tabela 3 - Restrições aos níveis de indução magnética.

Indução magnética no entreferro	$B_g = 1 \text{ T}$
Indução magnética na coroa do estator	$B_{ys} = 1,5 \text{ T}$
Indução magnética na coroa do rotor	$B_{yr} = 1,6 \text{ T}$

Ainda no sentido de evitar a saturação magnética do material, são especificados valores para as dimensões na região do bico da ranhura. Estes elementos têm tamanho bastante reduzido, e se localizam imediatamente em frente aos ímãs, sendo assim necessária a imposição de suas dimensões *a priori*:

Tabela 4 - Restrições geométricas aos elementos próximos do entreferro.

Abertura das ranhuras	$w = 2 \text{ mm}$
Altura do bico da ranhura (<i>tooth tip</i>)	$h_{tt} = 2 \text{ mm}$
Altura do complemento do bico da ranhura	$h_{ctt} = 2 \text{ mm}$

Quanto aos enrolamentos da máquina, as limitações são impostas ao fator de enchimento de ranhura S_f , de modo a se possibilitar uma bobinagem adequada. Este fator corresponde à fração da área da ranhura efetivamente preenchida por condutores. Além disso, a densidade de corrente nos fios J_{fio} também é limitada, para evitar sobreaquecimento e possível ruptura do isolante dos condutores. Valores bastante típicos para estes parâmetros são:

Tabela 5 - Restrições impostas aos condutores.

Fator de enchimento de ranhura (Slot fill factor)	$S_f = 0,45$
Densidade de corrente nos condutores	$J_{\text{fio}} = 4 \text{ A/mm}^2$

O torque produzido pelo rotor de uma máquina é proporcional ao volume do mesmo e ao valor da tensão tangencial na sua superfície [8]. Assim, a Tensão tangencial média no entreferro σ é o último dos fatores determinados inicialmente. O valor determinado foi de 18 kPa, valor típico para o tipo de máquina proposto [9].

Até este ponto, foram feitas imposições e suposições baseadas em conhecimento prévio ou fontes externas. A partir destes dados, os valores dos parâmetros restantes serão todos obtidos através de equações algébricas.

2.4 PARÂMETROS ADICIONAIS DE DESEMPENHO

O primeiro parâmetro adicional a ser obtido é o Torque Nominal da Máquina, de modo a avaliar o desempenho da máquina. Para calcular o torque de saída, é necessária primeiramente a obtenção do valor de frequência angular, que corresponde à velocidade mecânica de rotação. Logo:

$$\omega_m = \frac{n}{60} \cdot 2 \cdot \pi = 36,652 \text{ rad/s} \quad (2.2)$$

$$f = n \cdot \frac{2 \cdot p}{120} = 35 \text{ Hz} \quad (2.3)$$

$$T_n = \frac{P_n}{\omega_m} = 81,85 \text{ N.m} \quad (2.4)$$

sendo ω_m a velocidade angular do rotor, f a frequência das tensões geradas e T_n o torque nominal da máquina.

Para que se tenha o valor desejado de 220 V na saída da ponte retificadora, é necessário determinar o Valor Eficaz da Tensão Fase-neutro nos terminais do gerador V_{fn} , com a relação apresentada abaixo:

$$V_{fn} = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{1}{\sqrt{3} \cdot \sqrt{2}} \cdot V_L = 94,054 \text{ V} \quad (2.5)$$

A corrente nominal I_R também é estabelecida:

$$I_R = \frac{P_n}{3 \cdot V_{fn}} = 10,632 \text{ A} \quad (2.6)$$

Como dito anteriormente, supõe-se que o gerador alimenta uma carga puramente resistiva. A resistência de carga R_L é definida como:

$$R_L = \frac{V_{fn}}{I_R} = 8,846 \ \Omega \quad (2.7)$$

Além destes, devesse determinar a Constante de Força Contraeletromotriz k_E . Tal constante representa a proporcionalidade entre a tensão entre duas fases e a velocidade de rotação da máquina, e é calculada na equação 2.8 [3]. Sendo que a força eletromotriz induzida nos condutores depende da quantidade dos mesmos, bem como da velocidade do rotor, a constante aqui determinada é utilizada no cálculo da quantidade de condutores da máquina.

$$k_E = \frac{V_{ll}}{\omega_m} = 6,002 \frac{\text{V} \cdot \text{s}}{\text{rad}} \quad (2.8)$$

Com a definição de todos os parâmetros de desempenho da máquina, é possível iniciar o cálculo das dimensões necessárias para que se obtenha o resultado apresentado.

2.5 CÁLCULO GEOMÉTRICO DA MÁQUINA

2.5.1 Dimensionamento do Rotor

O cálculo das dimensões é iniciado pelo rotor, devido a informação referente a torque já disponível. A partir do diâmetro deste, são adicionados e subtraídos valores até que se chegue aos diâmetros

máximo e mínimo da máquina. A figura 2.2 apresenta as dimensões obtidas durante a etapa de dimensionamento.

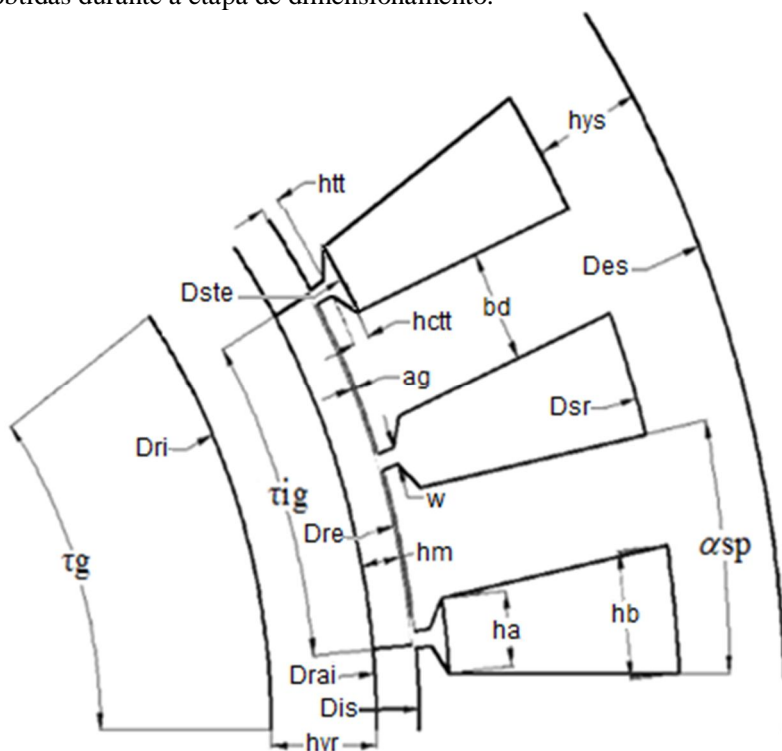


Figura 2.2- Principais dimensões dos geradores.

O primeiro dado possível de ser obtido é o Volume do Rotor V_r , pois, como citado anteriormente, este é proporcional à capacidade de produção de torque da máquina. A relação entre torque e volume do rotor é expressa pelo termo conhecido por Torque por Unidade de Volume de Rotor TRV (do inglês *torque per rotor volume*), cujo valor é igual ao dobro da tensão média tangencial no entreferro [8]. A determinação de tal constante permite que se defina o volume do rotor, e, a partir deste, pode-se calcular o Diâmetro Externo do Rotor D_{re} , que representa o diâmetro total do rotor, incluindo os ímãs da superfície, e o Diâmetro do Rotor abaixo dos ímãs, D_{rai} .

$$TRV = 2.\sigma = 36 \text{ kN.m/m}^3 \quad (2.9)$$

$$V_r = \frac{T_n}{TRV} = 2,274 \times 10^6 \text{ mm}^3 \quad (2.10)$$

$$V_r = \pi \cdot \frac{D_{re}^2}{4} \cdot L_{stk} \therefore D_{re} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{V_r}{L_{stk}}} = 219,655 \text{ mm} \quad (2.11)$$

$$D_{rai} = D_{re} - 2 \cdot h_m = 209,655 \text{ mm} \quad (2.12)$$

Em seguida, deve-se obter o valor do passo polar para que se possa dimensionar os ímãs. O passo polar, em graus mecânicos, neste caso vale:

$$\tau_g = \frac{360}{2 \cdot p} = 30^\circ \quad (2.13)$$

Os ímãs não compreendem toda a extensão do passo polar, mas sim uma fração dela, de modo a evitar dispersões de fluxo entre ímãs subsequentes, pois estas não atravessam o entreferro da máquina, não contribuindo para o torque. A relação entre a abertura angular do ímã e o passo polar, chamada de k_R é de $2/3$, reduzindo assim o fluxo disperso e o torque de relutância [3]. Assim sendo, a largura de cada ímã vale em graus e radianos respectivamente:

$$\theta_{ig} = \tau_g \cdot \frac{2}{3} = 20^\circ \quad (2.14)$$

$$\theta_{ir} = \theta_{ig} \cdot \frac{\pi}{180} = 0,349 \text{ rad} \quad (2.15)$$

Com base nestes valores, somados as especificações feitas anteriormente, obtém-se o fluxo no entreferro em frente a um ímã:

$$\Phi_g = B_g \cdot \theta_{ir} \cdot \frac{D_{re}}{2} \cdot L_{stk} = 2,3 \times 10^{-3} \text{ Wb} \quad (2.16)$$

Sendo este o fluxo que circula em frente ao ímã, é também o valor de fluxo que atravessa a coroa do rotor, possibilitando o cálculo da altura da mesma de modo a manter o nível de indução previamente estabelecido:

$$h_{yr} = \frac{\Phi_g}{2 \cdot B_{yr} \cdot L_{stk}} = 11,98 \text{ mm} \quad (2.17)$$

Assim, o diâmetro interno do rotor é definido por:

$$D_{ri} = D_{rai} - 2 \cdot h_{yr} = 185,69 \text{ mm} \quad (2.18)$$

Determinadas as dimensões do rotor, passa-se agora para o estator. O primeiro passo compreende no dimensionamento dos condutores, em seguida as ranhuras, e finalmente o estator em si.

2.5.2 Dimensionamento dos Condutores e Ranhuras

O Número Total de Condutores Z da máquina, bem como o Número de Condutores por Fase N_{cf} são apresentados a seguir.

$$Z = \frac{3}{2} \cdot k_E \cdot \frac{k_R \cdot \pi}{0,9 \cdot \Phi_g \cdot p} = 1518,159 \text{ condutores} \quad (2.19)$$

$$N_{cf} = \frac{Z}{3} = 506,053 \text{ condutores por fase} \quad (2.20)$$

A seguir obtém-se o Número de Bobinas de cada enrolamento N_b , e, em consequência deste, o Número de Espiras por Bobina N_{eb} e o número de espiras por fase N_{ef} :

$$N_b = m_f \cdot p = 18 \text{ bobinas} \quad (2.21)$$

$$N_{eb} = \frac{Z}{2 \cdot N_b} = 42,171 \text{ espiras por bobina} \quad (2.22)$$

$$N_{ef} = \frac{Z}{2 \cdot N_{cf}} = 253,027 \text{ espiras por fase} \quad (2.23)$$

De modo a completar as informações sobre os enrolamentos, são obtidas as dimensões dos condutores:

$$S_{\text{fio}} = \frac{I_{\text{R}}}{J_{\text{fio}}} = 2,658 \text{ mm}^2 \quad (2.24)$$

$$S_{\text{fio}} = \pi \cdot \frac{D_{\text{fio}}^2}{4} \quad \therefore D_{\text{fio}} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot S_{\text{fio}}} = 1,84 \text{ mm} \quad (2.25)$$

Sendo S_{fio} a seção de cobre dos condutores e D_{fio} o diâmetro de cobre contido em cada condutor. Definidos tais valores, é possível prosseguir com o cálculo das dimensões das ranhuras do estator.

Inicialmente, é necessário definir o número de ranhuras do estator N_{ran} , bem como o número de condutores alojado em cada ranhura N_{cr} . Com os dados fornecidos acima, tem-se:

$$N_{\text{ran}} = 2 \cdot p \cdot q \cdot m_{\text{f}} = 36 \text{ ranhuras} \quad (2.26)$$

$$N_{\text{cr}} = \frac{Z}{N_{\text{ran}}} = 42,171 \quad (2.27)$$

Com a quantidade de condutores por ranhura e a seção de cada condutor, determina-se a área total de cobre dentro de cada ranhura:

$$S_{\text{cu}} = N_{\text{cr}} \cdot S_{\text{fio}} = 112,093 \text{ mm}^2 \quad (2.28)$$

Sabendo que o fator de enchimento de ranhura é de 0,45, a seção bruta de cada ranhura é definida por:

$$S_{\text{ran}} = \frac{S_{\text{cu}}}{S_{\text{f}}} = 249,096 \text{ mm}^2 \quad (2.29)$$

Definida a área de cada ranhura, prossegue-se com o cálculo das dimensões do estator.

2.5.3 Dimensionamento do Estator

A partir do diâmetro externo do rotor podem ser obtidos os valores para o Diâmetro interno do estator D_{is} e para o Diâmetro na altura do topo da ranhura D_{ste} , os mais próximos do entreferro:

$$D_{is} = D_{re} + 2.a_g = 220,655 \text{ mm} \quad (2.30)$$

$$D_{ste} = D_{is} + 2.(h_{tt} + h_{ctt}) = 228,655 \text{ mm} \quad (2.31)$$

Dando prosseguimento às dimensões do estator, é necessário determinar os valores do passo de ranhura, tanto na altura do entreferro quanto na altura do topo da ranhura. Tais valores são definidos por:

$$S_p = \pi \cdot \frac{D_{is}}{N_{ran}} = 19,256 \text{ mm} \quad (2.32)$$

$$\alpha_{g_{sp}} = \frac{360}{N_{ran}} = 10^\circ \quad (2.33)$$

$$S_{pte} = \pi \cdot \frac{D_{ste}}{N_{ran}} = 19,954 \text{ mm} \quad (2.34)$$

$$\alpha_{g_{spte}} = \frac{360}{N_{ran}} = 10^\circ \quad (2.35)$$

$$\alpha_{r_{spte}} = \alpha_{g_{spte}} \cdot \frac{\pi}{180} = 0,175 \text{ rad} \quad (2.36)$$

Sendo S_p e $\alpha_{g_{sp}}$ referentes ao passo de ranhura na altura do entreferro, em milímetros e graus mecânicos, e S_{pte} , $\alpha_{g_{spte}}$ e $\alpha_{r_{spte}}$ referentes ao passo de ranhura, na altura do topo da ranhura, em milímetros, graus mecânicos e radianos mecânicos, respectivamente.

De posse de tais valores, é possível dimensionar a Largura dos Dentes b_d , a largura das ranhuras na altura do topo das mesmas h_a , a largura das ranhuras na altura do seu fundo h_b , e a altura das ranhuras S_d . Na ordem citada, os valores são apresentados a seguir:

$$b_d = \frac{B_g}{B_d} \cdot S_p = 12,035 \text{ mm} \quad (2.37)$$

$$h_a = S_{pte} - b_d = 7,919 \text{ mm} \quad (2.38)$$

$$h_b = \sqrt{4 \cdot \tan\left(\frac{\alpha_{r_{spte}}}{2}\right) \cdot S_{ran} + h_a^2} = 12,243 \text{ mm} \quad (2.39)$$

$$S_d = \frac{2 \cdot S_{\text{ran}}}{(h_a + h_b)} = 24,71 \text{ mm} \quad (2.40)$$

Somando a altura das ranhuras ao diâmetro do estator na altura do topo das ranhuras, tem-se o Diâmetro do Estator acima das Ranhuras D_{sr} :

$$D_{sr} = D_{ste} + 2 \cdot S_d = 278,074 \text{ mm} \quad (2.41)$$

Para o cálculo do Diâmetro Externo do Estator D_{es} , é necessária a definição de h_{ys} , a Espessura da Coroa do Estator. Com o valor de indução na mesma já definido, bem como os valores de fluxo no entreferro e comprimento axial da máquina, podemos obter estes dois últimos aspectos construtivos da máquina:

$$h_{ys} = \frac{\Phi_g}{2 \cdot B_{ys} \cdot L_{stk}} = 12,779 \text{ mm} \quad (2.42)$$

$$D_{es} = D_{sr} + 2 \cdot h_{ys} = 303,632 \text{ mm} \quad (2.43)$$

2.6 CÁLCULO DAS MASSAS DOS MATERIAIS

Com todas as dimensões da máquina definidas, prossegue-se agora com o cálculo dos materiais envolvidos na construção da máquina. Esta seção se refere à determinação das massas, volumes e custos dos materiais envolvidos: Ferro das chapas do estator e do rotor, cobre dos condutores e dos ímãs de NdFeB.

A determinação da massa de cada material utilizada neste projeto é determinada através do volume e da densidade dos mesmos. As densidades referentes a cada material são apresentadas a seguir:

Tabela 6 - Valores de densidade dos materiais utilizados.

Densidade do Ferro	$\rho_{Fe} = 7,7 \text{ g/cm}^3$
Densidade do Cobre	$\rho_{Cu} = 8,92 \text{ g/cm}^3$
Densidade dos Ímãs de NdFeB	$\rho_{pm} = 7,4 \text{ g/cm}^3$

De posse dos valores de densidade, se faz necessário determinar o volume de cada material. Iniciando-se pelo rotor, o Volume de Ferro na Coroa do Rotor V_{Feyr} é dado por:

$$V_{Feyr} = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{rai}^2 - D_{ri}^2) \cdot L_{stk} = 446,391 \text{ cm}^3 \quad (2.44)$$

Além da coroa do rotor, o estator também é composto por chapas de ferro. O Volume de Ferro na Coroa do Estator V_{Feys} e o Volume de Ferro nos Dentes V_{Fed} são necessários para o cálculo do volume do total de ferro da máquina, e são calculados da seguinte forma:

$$V_{Feys} = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{es}^2 - D_{sr}^2) \cdot L_{stk} = 700,595 \text{ cm}^3 \quad (2.45)$$

$$V_{Fed} = L_{stk} \cdot N_{ran} \cdot \left[b_d \cdot S_d + \left(\frac{\alpha r_{spte} - w + b_d}{2} \right) \cdot h_{ctt} + (\alpha r_{spte} - w) \cdot h_{tt} \right] \quad (2.46)$$

$$= 656,504 \text{ cm}^3$$

Com o volume de todos os componentes de Ferro da máquina, é possível obter os valores de massa relacionados a cada uma dessas regiões.

$$m_{Feyr} = V_{Feyr} \cdot \rho_{Fe} = 3,437 \text{ kg} \quad (2.47)$$

$$m_{Feys} = V_{Feys} \cdot \rho_{Fe} = 5,395 \text{ kg} \quad (2.48)$$

$$m_{Fed} = V_{Fed} \cdot \rho_{Fe} = 5,055 \text{ kg} \quad (2.49)$$

Sendo m_{Feyr} a massa de ferro na coroa do rotor, m_{Feys} a massa da coroa do estator, e m_{fed} a massa de ferro nos dentes da máquina.

Dando sequência, os ímãs permanentes têm seu volume V_{pm} e massa m_{pm} definidos por:

$$V_{pm} = \frac{(D_{re}^2 - D_{rai}^2)}{4} \cdot L_{stk} \cdot \frac{2}{3} \cdot \pi = 138,783 \text{ mm}^3 \quad (2.50)$$

$$m_{pm} = V_{pm} \cdot \rho_{pm} = 1,027 \text{ kg} \quad (2.51)$$

Por fim, define-se a quantidade de cobre utilizada. Para tanto, devem ser conhecidos o passo de bobina C_{sp} e o comprimento médio de uma espira MLT . O passo de bobina é definido como a abertura de uma bobina em termo de ranhuras. No caso desta máquina, o espaçamento entre os condutores de uma mesma bobina é de três ranhuras. Assim, o MLT é calculado como:

$$C_{sp} = 3$$

$$MLT = 2 \cdot (L_{stk} + h_{ew}) + 2 \cdot \frac{C_{sp} \cdot 2 \cdot \pi}{N_{ran}} \cdot \left(\frac{D_{sr}}{2} - \frac{S_d}{2} \right) = 271,71 \text{ mm} \quad (2.52)$$

No cálculo acima, h_{ew} é uma estimativa da altura da cabeça de bobina, neste caso considerada 9,525 mm. Sabendo que cada bobina é composta por dois condutores, o volume de cobre total pode ser obtido, e, conseqüentemente, a massa deste mesmo material.

$$V_{Cu} = MLT \cdot \frac{Z}{2} \cdot S_{fio} = 548,226 \text{ cm}^3 \quad (2.53)$$

$$m_{Cu} = V_{Cu} \cdot \rho_{cu} = 4,89 \text{ kg} \quad (2.54)$$

2.7 CÁLCULO DE PERDAS E RENDIMENTO

As perdas são parte inerente de qualquer tipo de dispositivo, independente de sua natureza ser mecânica ou elétrica, e são relacionadas à potência que não é convertida em trabalho. No caso de um dispositivo de conversão eletromecânica, o resultado não é diferente: as perdas são inevitáveis, e geralmente resultam em aquecimento dos materiais [10]. As perdas presentes neste tipo de máquina são as seguintes:

- Perdas no Cobre;
- Perdas no Ferro;
- Perdas adicionais.

Cada um destes itens será calculado separadamente, e, posteriormente, somado à potência de saída da máquina para obtenção do valor de potência total.

2.7.1 Perdas no Cobre

As perdas no Cobre, também chamadas de perdas Joule ou perdas ôhmicas, são as perdas existentes nos condutores devido à passagem de corrente em um material com resistividade diferente de zero. A partir dos parâmetros já obtidos em relação aos condutores, e de posse do valor das propriedades elétricas do cobre, é possível determinar o valor destas perdas. Assim, a resistividade do cobre, a resistência elétrica de cada uma das fases, e a perda Joule total das três fases valem, respectivamente:

$$\tau_{cu} = 1,82 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$$

$$R_{If} = \frac{N_{ef} \cdot MLT \cdot \tau_{cu}}{S_{fio}} = 0,471 \Omega \quad (2.55)$$

$$P_{cu} = 3 \cdot R_{If} \cdot I_R^2 = 159,643 \text{ W} \quad (2.56)$$

2.7.2 Perdas no Ferro

As perdas no ferro são divididas em duas classes: perdas por correntes de Foucault e perdas por Histerese. Para o cálculo analítico destas perdas, são necessárias algumas constantes, cujos valores são apresentados na tabela a seguir [11]:

Tabela 7 - Constantes para cálculo de perdas no ferro.

Densidade de Perdas por Histerese no Ferro	$P_{Hy} = 2,04 \text{ W/kg}$
Densidade de Perdas por Foucault no Ferro	$P_{Ft} = 0,76 \text{ W/kg}$
Fator empírico para perdas por histerese na coroa do estator	$k_{Htys} = 2$
Fator empírico para perdas por Foucault na coroa do estator	$k_{Ftys} = 1,8$
Fator empírico para perdas por histerese nos dentes do estator	$k_{Hyd} = 1,2$
Fator empírico para perdas por Foucault nos dentes do estator	$k_{Ftd} = 1,5$

As perdas por corrente de Foucault se devem às correntes induzidas no ferro devido a uma variação da indução magnética no

mesmo, fenômeno este explicado pela Lei da Indução de Faraday. Quanto as perdas por histerese, estas se relacionam com a porção cíclica da curva de magnetização de um material, chamada de laço de histerese, e a necessidade de reposicionamento dos domínios magnéticos em determinados pontos deste ciclo, ocasionando um gasto energético adicional [10]. Assim, os valores das perdas no ferro da coroa do estator por histerese e por correntes de Foucault são:

$$P_{H_{yys}} = k_{H_{yys}} \cdot m_{Feys} \cdot P_{Hy} \cdot \left(\frac{f}{50}\right) \cdot \left(\frac{B_{ys}}{1,5}\right)^2 = 15,407 \text{ W} \quad (2.57)$$

$$P_{F_{tys}} = k_{F_{tys}} \cdot m_{Feys} \cdot P_{Ft} \cdot \left(\frac{f}{50}\right)^2 \cdot \left(\frac{B_{ys}}{1,5}\right)^2 = 5,166 \text{ W} \quad (2.58)$$

Da mesma forma são obtidas as perdas no ferro dos dentes:

$$P_{H_{yd}} = k_{H_{yd}} \cdot m_{Fed} \cdot P_{Hy} \cdot \left(\frac{f}{50}\right) \cdot \left(\frac{B_d}{1,5}\right)^2 = 9,856 \text{ W} \quad (2.59)$$

$$P_{F_{td}} = k_{F_{td}} \cdot m_{Fed} \cdot P_{Ft} \cdot \left(\frac{f}{50}\right)^2 \cdot \left(\frac{B_d}{1,5}\right)^2 = 4,59 \text{ W} \quad (2.60)$$

Logo, a perda total no ferro da máquina é de:

$$P_{Fe} = P_{H_{yys}} + P_{F_{tys}} + P_{H_{yd}} + P_{F_{td}} = 35,019 \text{ W} \quad (2.61)$$

2.7.3 Perdas adicionais

As perdas adicionais P_{ad} são estimadas a partir do valor das perdas no ferro. Para este caso, é razoável a suposição de que as perdas adicionais sejam equivalentes a 10% valor das perdas no ferro. Logo:

$$P_{ad} = 0,1 \cdot (P_{Fe}) = 3,502 \text{ W} \quad (2.62)$$

Com a determinação de todas as perdas existentes na máquina é possível obter o rendimento da mesma.

2.7.4 Potência de Saída, Torque Mecânico e Rendimento

O rendimento η é definido como a porcentagem da potência consumida pelo dispositivo que foi transformada efetivamente em trabalho. Sendo assim, no caso aqui tratado, o rendimento equivale à relação entre potência de saída e de entrada do gerador.

A potência total foi previamente estabelecida como 3kW. Descontando-se as perdas, tem-se a potência de saída P_{out} :

$$\text{Perdas} = P_{cu} + P_{Fe} + P_{ad} = 198,164 \text{ W} \quad (2.63)$$

$$P_{out} = P_n - \text{Perdas} = 2801,836 \text{ W} \quad (2.64)$$

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_n} = 0,934 \quad (2.65)$$

Isto significa que 93,4% da potência consumida pela máquina é convertida em potência de saída.

O torque mecânico, que representa o torque de saída efetivo da máquina, é dado pelo produto da potência de saída pela velocidade angular do rotor da mesma:

$$T_{mec} = P_{out} \cdot \omega_m = 76,444 \text{ N.m} \quad (2.66)$$

2.8 CUSTO

Finalmente, o último item a ser calculado para esta máquina é o seu custo. De posse da massa de cada um dos materiais envolvidos no projeto desta máquina, para a determinação do custo é necessário que se saiba os preços de cada material. A tabela a seguir apresenta os valores obtidos dos fornecedores, a massa de cada material e seu custo:

Tabela 8 - Custo dos materiais

Material	Preço (R\$/kg)	Massa (kg)	Custo (R\$)
Ferro	$C_{Fe} = 4,5$	33,452	$C_{CFe} = 150,54$
Cobre	$C_{Cu} = 14,5$	4,89	$C_{CCu} = 70,91$
Ímã NdFeB	$C_{pm} = 565,22$	1,027	$C_{Cimas} = 580,48$

Assim, o custo total dos materiais deste gerador, em dólares, é de:

$$Ct_{mat} = (C_{CFe} + C_{CCu} + C_{Cimas}).\text{Cambio} = 404,23 \text{ US\$} \quad (2.67)$$

Sendo *Cambio* a taxa de conversão de reais para dólares (1 R\$ = 0,50408 US\$).

2.9 RESULTADOS PARA O GERADOR DE 4KW E RESUMO DOS PROJETOS

O desenvolvimento do projeto para a segunda máquina, aqui chamada de *Gerador B*, segue rigorosamente a mesma metodologia utilizada no caso apresentado, inclusive no que se refere a hipóteses e imposições feitas inicialmente. De modo a evitar a repetição desnecessária das expressões, as mesmas serão omitidas. Os resultados relevantes serão apresentados a seguir de forma resumida, paralelamente aos obtidos no caso tratado acima, aqui chamado de *Gerador A*. Assim, de forma sucinta tem-se:

Tabela 9 - Especificações de Entrada para os geradores.

	Gerador A	Gerador B
Potência Nominal (P_n)	3 kW	4 kW
Tensão na saída do retificador (V_L)	220 V	220 V
Velocidade de Rotação (n)	350 rpm	500 rpm

Tabela 10 - Parâmetros de Desempenho para os geradores.

Parâmetro	Gerador A	Gerador B
Velocidade Angular (ω_m)	36,652 rad/s	52,36 rad/s
Frequência (f)	35 Hz	50 Hz
Torque Nominal (T_n)	81,851 N.m	76,394 N.m
Corrente Nominal (I_R)	10,632 A	14,176 A
Resistência de carga (R_L)	8,846 Ω	6,635 Ω
Constade de F.E.M. (k_E)	6,002 V.s/rad	4,202 V.s/rad

Tabela 11 - Dimensões do Rotor para os geradores.

Parâmetro	Gerador A	Gerador B
Diâmetro externo do rotor (D_{re})	219,655 mm	212,207 mm
Diâmetro do rotor abaixo dos ímãs (D_{rai})	209,655 mm	202,207 mm
Altura da coroa do rotor (h_{vr})	11,98 mm	11,574 mm
Diâmetro interno do rotor (D_{ri})	185,694 mm	179,059 mm

Tabela 12 - Especificações de Condutores e Ranhuras para os geradores.

Parâmetro	Gerador A	Gerador B
Número total de condutores (Z)	1518,159	1100,011
Número de espiras por fase (N_{ef})	253,027	183,335
Seção de cobre do fio (S_{fio})	2,658 mm ²	3,544 mm ²
Número de condutores por ranhura (N_{cr})	42,171	30,556
Seção da Ranhura (S_{ran})	249,096 mm ²	240,65 mm ²
Densidade de corrente na ranhura (J_b)	1,8 A/mm ²	1,8 A/mm ²

Tabela 13 - Dimensões do Estator para os geradores.

Parâmetro	Gerador A	Gerador B
Diâmetro interno do estator (D_{is})	220,655 mm	213,207 mm
Diâmetro do estator no topo do enrolamento (D_{ste})	228,655 mm	221,207 mm
Largura dos dentes (b_d)	12,035 mm	11,629 mm
Largura da ranhura no topo do enrolamento (h_a)	7,919 mm	7,675 mm
Largura da ranhura no fundo do enrolamento (h_b)	12,243 mm	11,964 mm
Altura da ranhura (S_d)	24,71 mm	24,507 mm
Diâmetro do estator acima da ranhura (D_{sr})	278,074 mm	270,222 mm
Altura da coroa do estator (h_{ys})	12,779 mm	12,346 mm
Diâmetro externo do estator (D_{es})	303,632 mm	294,913 mm

Tabela 14 - Perdas, Rendimento e Custos para os geradores.

Parâmetro	Gerador A	Gerador B
Perdas no Cobre (P_{cu})	159,643 W	151,956 W
Perdas no Ferro (P_{Fe})	35,019 W	47,352 W
Perdas Adicionais (P_{ad})	3,502 W	4,735 W
Perdas Totais (Perdas)	198,164 W	204,044 W
Potência de Saída (P_{out})	2801,836 W	3795,956 W
Rendimento (η)	0,934	0,949
Custo (C_{tmat})	404,23 US\$	388,06 US\$

2.10 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS

De modo a verificar os resultados obtidos, ambas as máquinas serão avaliadas por simulação utilizando o método de elementos finitos. Tal método numérico permite que se calcule a distribuição dos campos elétricos e magnéticos dentro de um determinado domínio de cálculo, e a exatidão deste método, além da possibilidade de se trabalhar com materiais de características distintas, faz com que o mesmo seja ideal para a verificação dos resultados [12]. Para tanto, será utilizado o *software EFCAD* [13].

O *EFCAD* é um pacote computacional desenvolvido no GRUCAD – UFSC que trabalha com elementos finitos em duas dimensões. Além da obtenção das configurações de campos existentes no domínio de cálculo, esta ferramenta ainda permite que se façam simulações envolvendo fatores como não linearidades, periodicidade nas fronteiras do domínio, rotação de partes móveis e operação de máquinas com carga.

Sendo o modelo de dimensionamento uma etapa inicial do projeto, basicamente teórica e analítica, as simulações serão efetuadas com os exatos valores obtidos nos cálculos, mesmo que os mesmos não sejam possíveis de serem aplicados na prática, como número fracionário de espiras dentro de uma ranhura, ou fios com seção de cobre fora dos padrões comerciais. Nas etapas posteriores, tais correções serão levadas em conta no desenvolvimento dos geradores. Além disso, novamente devido ao fato deste projeto não definitivo, não serão avaliados todos os aspectos de desempenho da máquina nesta primeira etapa, apenas os necessários para comprovação da eficácia do modelo.

Analisando a seção transversal destas máquinas, é possível verificar a periodicidade dos mesmos, sendo somente necessária a representação da décima segunda parte para efetuação dos cálculos, ou seja, apenas 30°. Com esta porção, são aplicadas condições de antiperiodicidade nas fronteiras que representam a continuação das chapas de ferro, e condições de contorno impondo potencial nulo nas fronteiras interna ao rotor e externa ao estator da máquina.

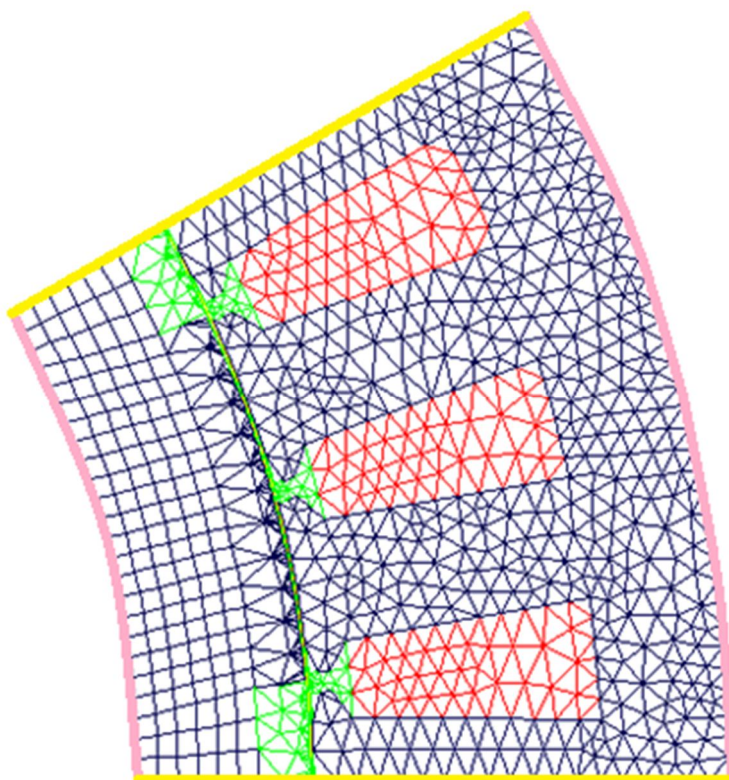


Figura 2.3 - Malha de Elementos Finitos para o gerador A.

A figura 2.3 representa a malha de elementos finitos aplicada ao domínio de cálculo. As regiões em vermelho representam a presença de fontes de corrente, neste caso sendo as bobinas localizadas nas ranhuras, enquanto as regiões em verde representam o ar localizado no entreferro. As demais regiões, aqui apresentadas em azul, correspondem ao ferro do estator e do rotor do gerador. Os arcos apresentados em cor-de-rosa representam os pontos de aplicação da Condição de Dirichlet, de potencial elétrico nulo, e as linhas em amarelo são os pontos de aplicação da condição de antiperiodicidade. A distribuição da indução magnética com correntes a vazio para as máquinas desenvolvidas acima se configura da seguinte forma:

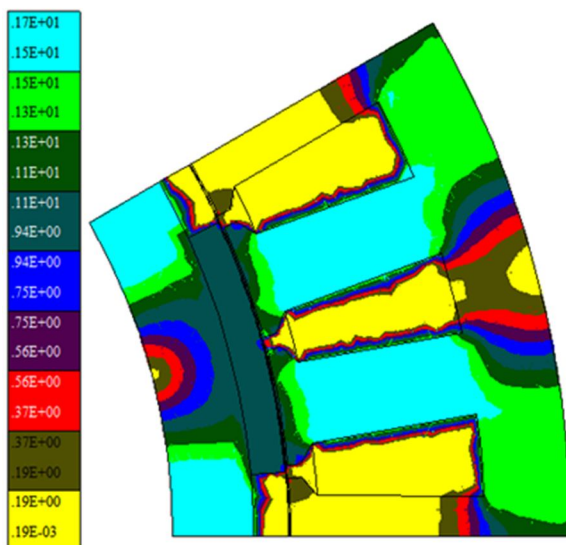


Figura 2.4 - Distribuição dos níveis de indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador A.

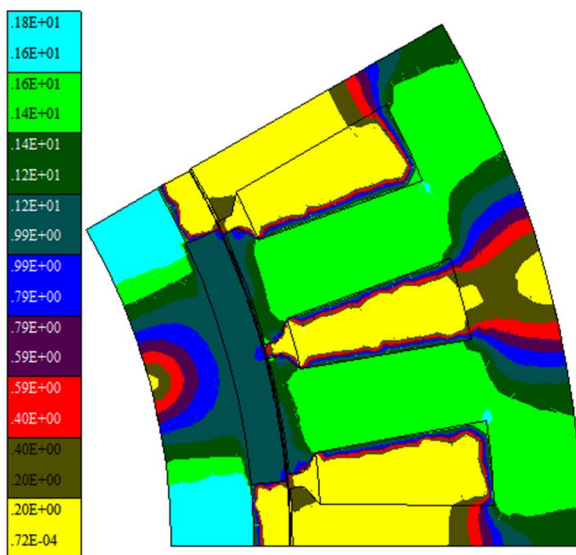


Figura 2.5 - - Distribuição dos níveis de indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador B.

De modo a avaliar mais precisamente certos pontos de interesse, foram tomados os níveis de indução em pontos específicos, apresentados na figura 2.6.

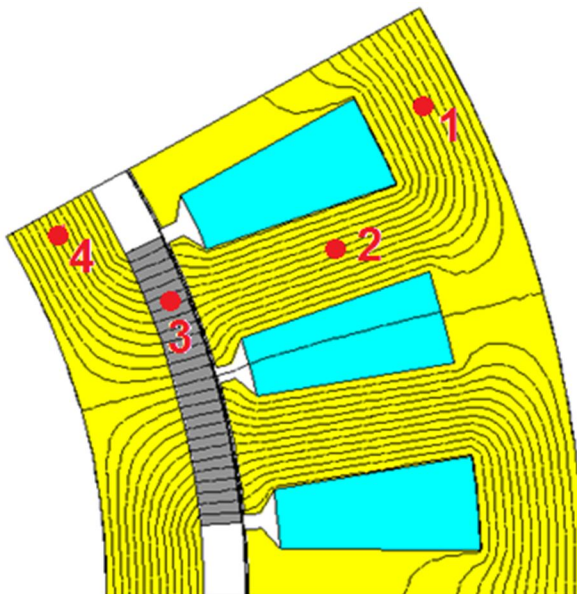


Figura 2.6 – Pontos de avaliação da indução magnética para o modelo de dimensionamento do gerador A.

Tabela 15 - Níveis de indução magnética no modelo de dimensionamento do gerador A.

Ponto	Região	Gerador A	Gerador B
1	Coroa do estator (B_{vs})	1,47 T	1,45 T
2	Dente (B_d)	1,54 T	1,53 T
3	Ímã Permanente em frente ao entreferro (B_g)	1,07 T	1,07 T
4	Coroa do rotor (B_{vr})	1,63 T	1,64 T

Tais valores mostram a coerência dos resultados com os esperados nos cálculos. O último ponto a ser avaliado nesta etapa inicial do projeto será o valor de potência obtido com estas máquinas. Para tanto, será utilizado um dos módulos do *EFCAD* que permite simular a operação das mesmas com carga - carga esta resistiva, e com o valor previamente determinado.

A realização da simulação mostra um resultado bastante satisfatório, com diferenças de 5,72% e 5,64% nos valores de potência média de saída em relação ao previamente calculado. Para aferir tais resultados, a potência instantânea e a potência média em regime permanente para ambas as máquinas são apresentadas na figura 2.7, com valores expressos em Watts.

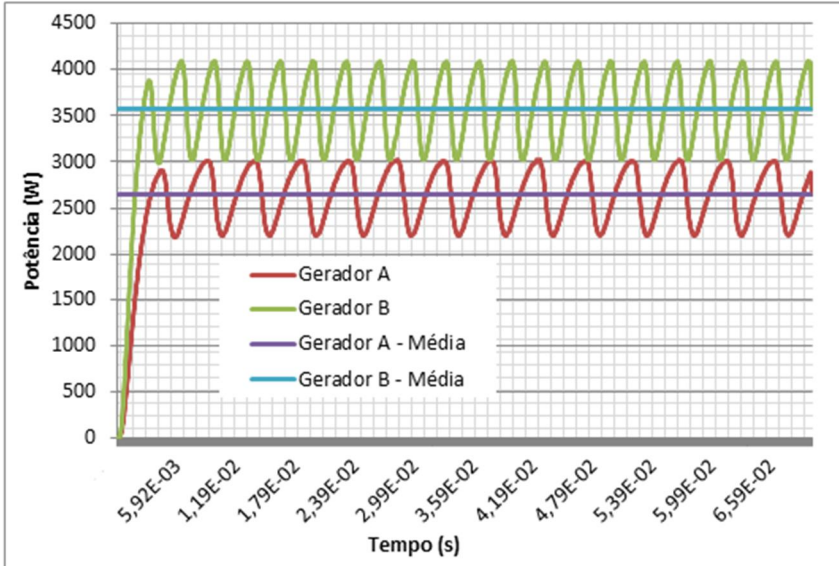


Figura 2.7 - Valores de potência para o modelo de dimensionamento de ambos os geradores.

2.11 CONCLUSÕES

Neste capítulo foram desenvolvidos os modelos de dimensionamento de ambas os geradores, que corresponde à primeira etapa desta metodologia de projeto. Este modelo proporcionou obter todos os parâmetros referentes aos projetos, e apresentou resultados satisfatórios quando simulado com o método de elementos finitos, se mostrando um ponto de partida bastante bom para a otimização dos projetos. Vale ressaltar que os valores de potência obtidos são inferiores aos 3 kW e 4 kW estabelecidos nas especificações devido à falta de estimativa prévia de perdas. Em se tratando de uma primeira etapa de projeto, os valores obtidos são plenamente aceitáveis.

3 MODELO OTIMIZADO

3.1 DEFINIÇÕES

O termo *otimização* pode ser definido como o fato de se obter o melhor resultado possível de uma determinada situação. No ramo da engenharia, tal conceito geralmente se traduz na busca pelo maior benefício possível, ou pelo menor custo possível – seja este de natureza financeira, computacional, ou quaisquer outras. Neste trabalho, os custos e benefícios envolvidos no projeto estão descritos nas equações que regem as máquinas, e a obtenção dos melhores valores possíveis implica na minimização ou maximização de variáveis [14].

No escopo deste texto, a otimização dos projetos consiste simplesmente na redução do custo financeiro dos mesmos. Sendo assim, o trabalho computacional é direcionado a encontrar os parâmetros que resultem na máquina de menor preço possível. Porém, além da minimização do custo, algumas restrições devem ser feitas aos parâmetros, de modo a garantir que o resultado final se enquadre nas especificações de projeto demandadas nas etapas iniciais, como valores de potência, torque e força eletromotriz.

Os passos para a obtenção do modelo otimizado dos geradores são:

- Criação dos Modelos Magnéticos;
- Desenvolvimento das equações correspondentes aos parâmetros da máquina;
- Aplicação do *software* de otimização no modelo;
- Simulação via método de elementos finitos para validação dos resultados.

Cada um dos passos será apresentado de forma completa e detalhada no decorrer do capítulo, e, ao final deste, serão comparados os resultados obtidos para os modelos otimizados com os obtidos para os modelos de dimensionamento, de modo a averiguar o valor da aplicação dos métodos de otimização.

A importância do circuito magnético nesta metodologia de projeto se deve ao fato de que o *software* permite que se construam

modelos literais, ou seja, modelos cujos parâmetros não são definidos em um primeiro momento. A integração entre o modelo magnético e o método de otimização utilizado permite que, a cada iteração, com a variação dos parâmetros do gerador, o circuito magnético também se modifique, mantendo a coerência dos resultados. Assim, a cada etapa de otimização, os resultados do circuito magnético se alteram, alterando também os valores de fluxo nos elementos do circuito e, conseqüentemente, o enlace de fluxo pelas bobinas do dispositivo, acarretando na variação da força eletromotriz induzida nos enrolamentos.

Na prática, isso reduz o tempo de projeto demandado para uma determinada máquina, pois, geralmente o projeto é efetuado aliando as equações analíticas mostradas no capítulo anterior com o método de elementos finitos, e cada pequena modificação ou correção no projeto demanda que todo o trabalho seja feito novamente. Com a utilização de modelos magnéticos aliados ao processo de otimização, modificações são feitas de maneira mais rápida e prática, além da melhora na qualidade dos projetos iniciais.

Além do *EFCAD*, outros *softwares* são utilizados para esta etapa de projeto: *Emetor*® [15], *Reluctool*® e o pacote *CADES*® [16]. *Emetor*® é uma ferramenta online para projeto de máquinas elétricas, com uma seção gratuita que permite visualizar as possibilidades de enrolamentos para várias combinações de números de polos e ranhuras. O segundo programa, *Reluctool*, serve para a criação de redes de relutância, ou seja, circuitos que representam o comportamento do fluxo magnético em determinado dispositivo. Quando ao *CADES*®, este pacote oferece uma série de aplicativos inter-relacionados que permitem o desenvolvimento completo de projetos ótimos, desde a construção do modelo com equações até a análise do comportamento das variáveis durante o processo iterativo de otimização.

Como dito anteriormente, este texto compreende o desenvolvimento de duas topologias diferentes para os geradores. Apesar da diferença se resumir à sequência de bobinagem, este fator acarreta em diferenças significativas no desenrolar do projeto. Assim, de modo a simplificar a referência às máquinas, a situação contendo apenas

condutores de uma única fase em cada ranhura é chamada de “Camada Simples”, enquanto a presença de duas fases diferentes em uma mesma ranhura implica no caso de “Camada Dupla”. Os esquemas de bobinagem são mostrados a seguir.

3.2 BOBINAGEM DAS MÁQUINAS

Conforme apresentado na seção anterior, a distribuição dos enrolamentos nas ranhuras das máquinas construídas no decorrer desde texto é obtida a partir de uma ferramenta disponível na internet chamada *Emetor*®. Dentro das etapas de projeto concebidas nessa ferramenta, uma é relacionada a enrolamentos, e é de utilização aberta para quaisquer usuários. A simples inclusão do número de polos e ranhuras da máquina em questão retorna as possibilidades de enrolamento. A figura 3.1 mostra como se distribuem os condutores nas ranhuras da máquina. As letras A, B e C representam as três fases dos condutores, enquanto os símbolos de + e – representam, respectivamente, condutores de “ida” e “retorno”. Os padrões apresentados devem ser repetidos seis vezes para completar o gerador. Já a figura 3.2 mostra a interface com o usuário da ferramenta, onde são selecionados os números de polos e ranhuras, para que o aplicativo retorne as possibilidades de bobinagem.

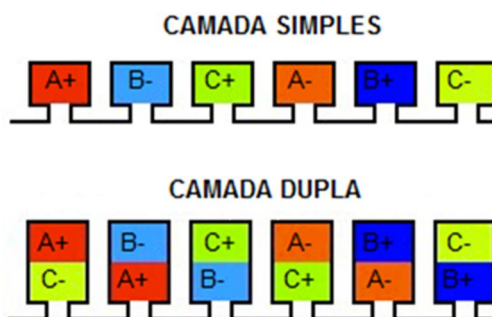


Figura 3.1 - Configurações possíveis de enrolamentos resultantes do Emetor®.

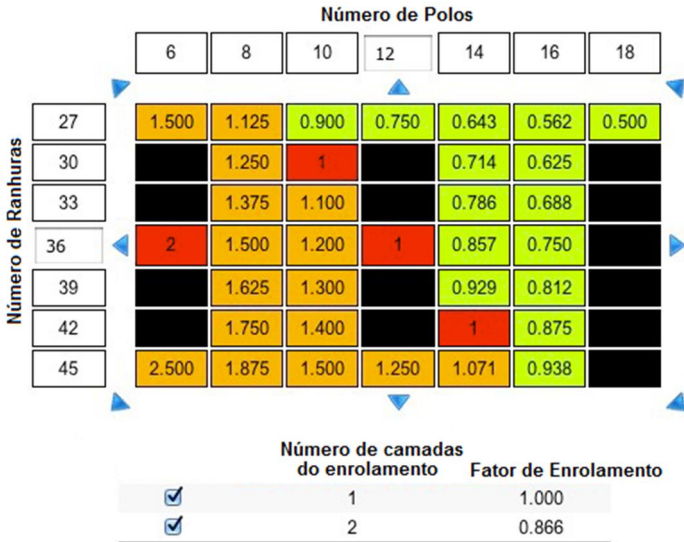


Figura 3.2 - Interface da ferramenta *Emetor*®.

Definidos os enrolamentos, passa-se agora para a etapa de modelos magnéticos.

3.3 MODELOS MAGNÉTICOS

Os modelos magnéticos são circuitos representantes dos caminhos do fluxo magnético contendo elementos como ímãs, relutâncias magnéticas lineares e não-lineares e bobinas. Estes são construídos de acordo com a topologia específica do dispositivo para cada caso e são de grande utilidade por permitirem avaliar os níveis de fluxo e indução magnética em diversos pontos do circuito.

Estes modelos são estáticos, ou seja, não levam em conta o movimento do rotor da máquina. De modo a se obter o valor máximo de força eletromotriz a partir dos valores de fluxo da rede de relutâncias, é necessário que se represente a posição em que o máximo fluxo criado pelos ímãs seja enlaçado pelas bobinas. Assim, apesar do circuito representar apenas um polo da máquina, o mesmo será construído com o rotor posicionado de modo a incluir duas metades de ímãs subsequentes

ao invés de um único ímã gerando fluxo em direção à bobina. Tais condições implicam na necessidade dois modelos diferentes: um para o caso de camada simples, e outro para o caso de camada dupla. Os modelos serão apresentados para o caso de 3kW, mas são também válidos para o caso de 4kW.

3.3.1 Modelo Magnético para Máquina de Camada Simples

No caso dos enrolamentos de camada simples, cada ranhura é preenchida com condutores de uma única fase. A posição do rotor a ser considerada para a construção do modelo magnético é mostrada na figura 3.3.

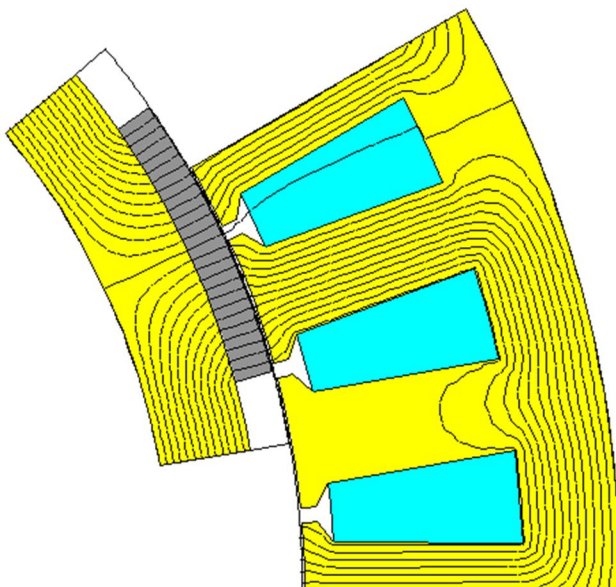


Figura 3.3 - Distribuição de fluxo magnético para geradores de camada simples.

Como pode ser observado, todo o fluxo magnético proveniente da metade do ímã atravessa um único dente, segue pela coroa do estator, e retorna por outro dente até a coroa do rotor. Os níveis de dispersão de fluxo são desprezíveis, fazendo com que a representação do circuito magnético seja bastante simples, como apresentado abaixo.

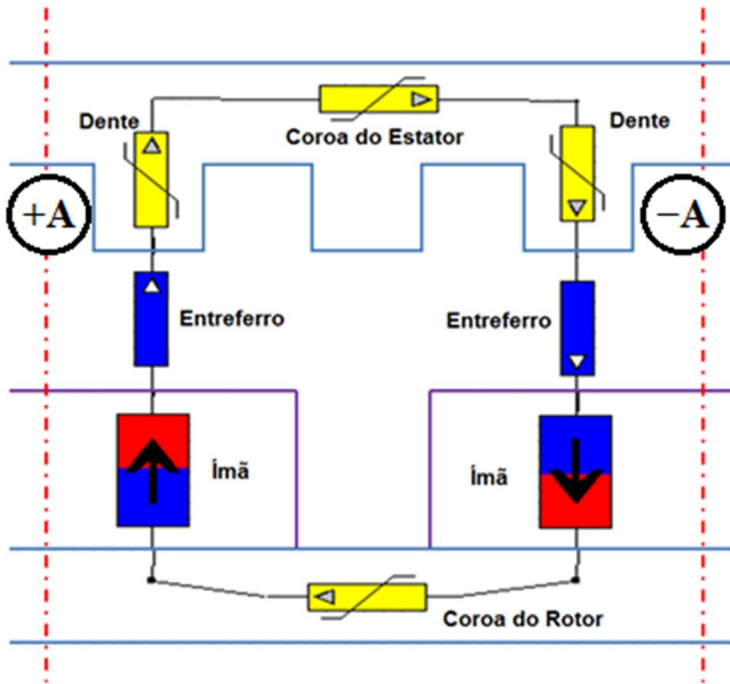


Figura 3.4 - Esboço da rede de relutâncias para geradores de camada simples.

A figura acima mostrada traz uma representação de como se o rotor e o estator da máquina fossem “cortados e esticados”, ou seja, ao invés de termos ranhuras com uma abertura angular entre as mesmas, tem-se apenas uma distância horizontal entre as mesmas. Todas são paralelas. As linhas traço-ponto em vermelho delimitam a região, cortando os ímãs na metade da abertura dos mesmos, enquanto os círculos contendo A+ e A- representam os condutores de ida e retorno da bobina.

A parte superior da figura contém as ranhuras e a coroa do estator, e possui três elementos de circuito, em amarelo, correspondentes às relutâncias saturáveis da coroa do estator e dos dois dentes envolvidos no caminho do fluxo. Logo abaixo dos dentes, em azul, encontram-se as relutâncias referentes às porções de entreferro atravessadas pelo fluxo magnético, ambas ligando os dentes da parte superior aos ímãs da parte inferior. Mais abaixo, o último elemento

representa a relutância do ferro encontrado na coroa do rotor. Cada elemento contém uma seta, indicando a direção de fluxo positivo, com exceção dos ímãs, onde a seta indica a direção de magnetização dos mesmos. As ligações entre os elementos mostram os caminhos possíveis para o fluxo magnético gerado pela presença dos ímãs.

Cada um dos elementos é representado por um conjunto de parâmetros. No caso das relutâncias de entreferro, o material é conhecido – o ar –, e é apenas necessário que sejam fornecidos os valores da seção transversal atravessada pelo fluxo e do comprimento da porção de entreferro. Quanto aos ímãs, além das dimensões, devem ser informados os valores de indução remanente e permeabilidade magnética relativa. No caso do ferro, há um conjunto de parâmetros referentes a cada material especificamente, e que foi obtido diretamente com o desenvolvedor do *software*.

De modo a validar a rede de relutâncias apresentada, as dimensões determinadas durante a etapa do modelo de dimensionamento serão aplicadas ao circuito, e os valores de indução serão comparados com os valores obtidos pelo método de elementos finitos nos pontos de interesse. A coerência entre estes dois conjuntos de valores confirma a qualidade do modelo magnético. Os valores obtidos foram:

Tabela 16 - Comparação entre níveis de indução magnética obtidos pelo MEF e pela rede de relutâncias para o modelo de camada simples do gerador A.

Região	EFCAD	Reluctool	Diferença
Coroa do estator (B_{vs})	1,47 T	1,508 T	2,5%
Dente (B_d)	1,54 T	1,602 T	4,0%
Ímã Permanente e Entreferro (B_e)	1,07 T	1,021 T	-4,6%
Coroa do rotor (B_{yr})	1,63 T	1,609 T	-1,3%

Os resultados mostram que os valores obtidos com o circuito magnético são bastante semelhantes aos obtidos com o método de elementos finitos, provando assim que este modelo pode ser utilizado durante o projeto. A seguir será apresentado o caso para o enrolamento de camada dupla.

3.3.2 Modelo Magnético para Máquina de Camada Dupla

Neste caso, cada fase ocupa duas ranhuras adjacentes, ou seja, a área das bobinas de uma fase difere do caso anterior. Logo, a rede de relutâncias deve ser construída de maneira diferente, novamente representando um único polo, contemplando duas metades de ímãs, porém fechando o caminho do fluxo pelo interior de ambas as bobinas pertencentes ao enrolamento da fase. A posição do rotor correspondente a este caso e o esboço do modelo magnético correspondente são apresentados a seguir:

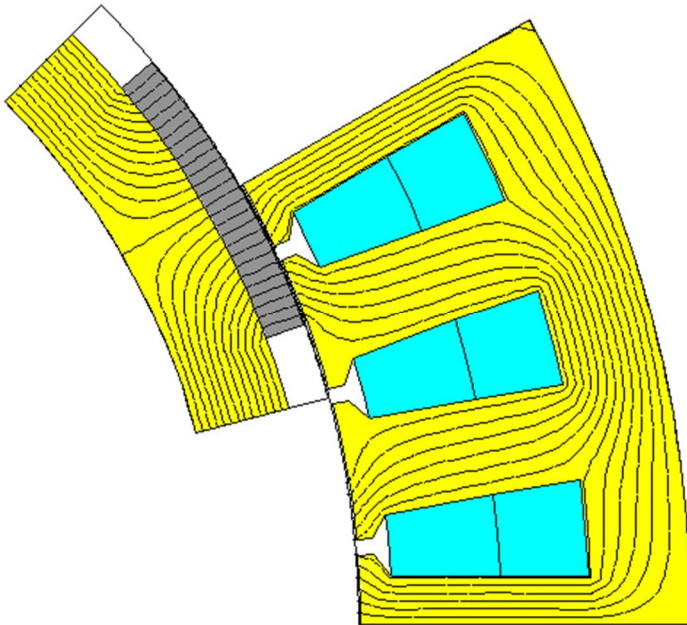


Figura 3.5- Distribuição de fluxo magnético para geradores de camada dupla.

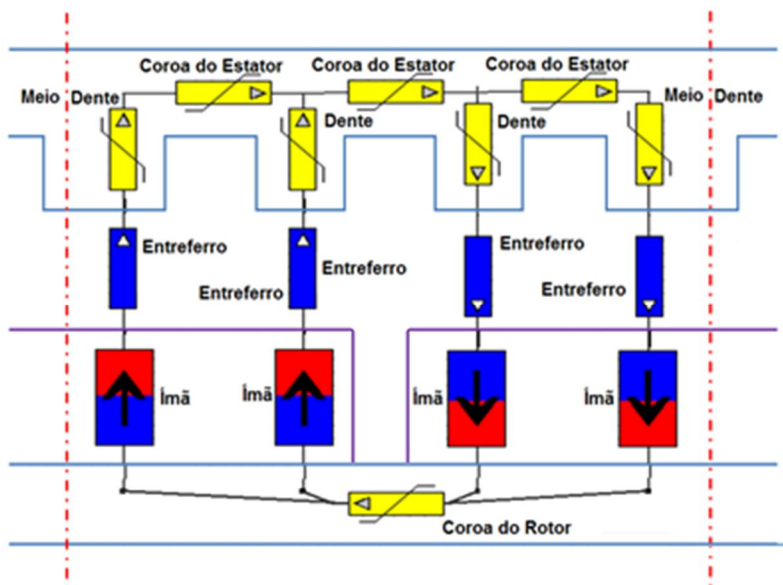


Figura 3.6- Esboço da rede de relutâncias para geradores de camada dupla.

É possível observar que este circuito é de uma maior complexidade em relação ao anterior. Entretanto, a utilização desta rede trouxe resultados insatisfatórios. Algumas regiões foram representadas de maneira pouco detalhada, ocasionando em valores de fluxo magnético fora do esperado. A relutância da porção inferior de cada dente central, próxima ao bico de ranhura, não compreende toda a região do material, mas sim uma fração da mesma, pois o fluxo não atravessa uniformemente toda a área disponível. Além disso, nas regiões dos bicos de ranhura dos dentes laterais, o fluxo não entra unicamente de maneira perpendicular à superfície dos dentes. As regiões consideradas são apresentadas de maneira mais detalhada na figura 3.7.

Assim, para elevar a qualidade do modelo, a solução proposta foi a inclusão de elementos extras na rede de relutâncias referente a este caso. Os elementos adicionados correspondem exatamente aos bicos das ranhuras, além das pequenas “franjas” formadas pelo fluxo magnético nestas regiões.

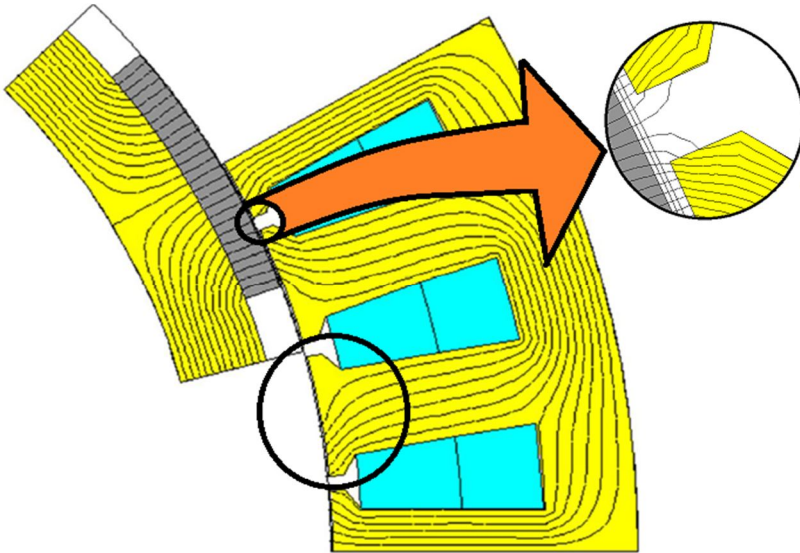


Figura 3.7 - Detalhe das regiões onde a representação em rede de relutâncias foi modificada.

A presença de linhas de fluxo magnético nestas regiões exige um aprofundamento nos detalhes para esta rede de relutâncias. Assim, conectadas a cada uma das relutâncias que representam os dentes são inseridos elementos representando as regiões dos bicos das ranhuras. Além disso, relutâncias em curva - denominadas no *software* de “joelhos” - são posicionadas antes dos bicos de ranhura. Estas possuem propriedades semelhantes às das relutâncias de entreferro, e representam o espreadimento de fluxo nas regiões onde estão estabelecidos.

Novamente, a averiguação da qualidade do modelo é efetuada pela comparação dos valores de indução magnética nos pontos de maior interesse, ou seja, nos pontos onde o fluxo atravessa a bobina, os quais serão utilizados para obtenção do valor de força eletromotriz. A comparação dos valores é apresentada na tabela 17. Sua forma definitiva é mostrada na figura 3.8.

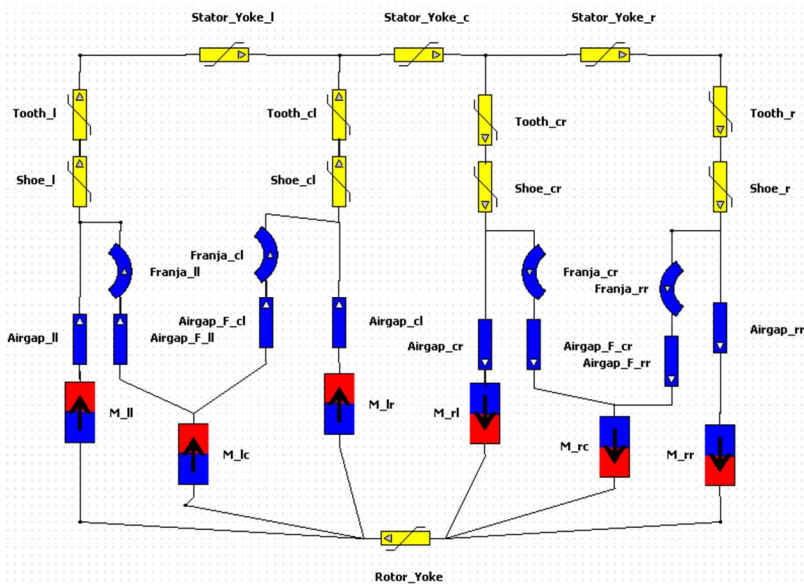


Figura 3.8- Rede de relutâncias final para geradores de camada dupla.

Tabela 17 - Comparação entre níveis de indução magnética obtidos pelo MEF e pela rede de relutâncias para o modelo de camada dupla do gerador A.

Região	EFCAD	Reluctool	Diferença
Coroa do estator (B_{ys})	1,54 T	1,544 T	0,3%
Meio Dente (B_{d_l})	1,56 T	1,595 T	2,2%
Dente ($B_{d_{cl}}$)	0,84 T	0,798 T	-5,0%
Ímã Permanente e Entreferro (B_g)	1,06 T	1,045 T	-1,4%
Coroa do rotor (B_{yr})	1,65 T	1,646 T	-0,2%

Os valores mais uma vez se mostram bastante satisfatórios, comprovando a coerência do modelo magnético com o método numérico utilizado. Munido destes modelos, a metodologia de projeto prossegue com o desenvolvimento das equações utilizadas na otimização.

3.4 EQUACIONAMENTO E OTIMIZAÇÃO DOS GERADORES

A partir deste ponto, o projeto se desenvolve até o seu final lançando mão do pacote *CADES*®. O *CADES*® consiste num ambiente computacional que possui todos os recursos para o desenvolvimento de sistemas multifísicos [17]. Pertencem a este pacote 4 *softwares*:

- *ComponentGenerator*®
- *ComponentCalculator*®
- *ComponentOptimizer*®
- *OptimizerPostProcessor*®

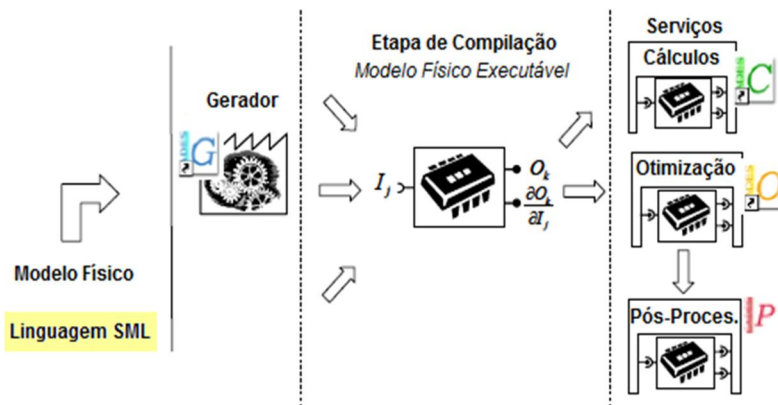


Figura 3.9 - Componentes do pacote *CADES*®.

A utilização destas ferramentas se dá na ordem apresentada na figura 3.9. Em primeiro lugar, é necessário que se programe o modelo do dispositivo, ou seja, o estabelecimento das equações matemáticas que configuram o mesmo. Uma vez compilado o modelo, o mesmo pode ser utilizado para que se efetuem cálculos e otimizações com seus parâmetros, e o comportamento dos mesmos durante estas podem também ser visualizados.

3.4.1 Equações Referentes à Máquina de Camada Simples

A construção do modelo matemático para a otimização do gerador se utiliza de um conjunto de equações bastante semelhante ao apresentado no caso do modelo de dimensionamento. Como pode ser visto na figura 3.9, a Etapa de Compilação compreende a injeção dos elementos I_k no processador de cálculo, e este retorna os elementos O_k , correspondentes, respectivamente, às entradas e saídas do modelo (do inglês *inputs* e *outputs*). Todo parâmetro que é calculado a partir de um ou mais parâmetros é considerado pelo *software* como uma saída, enquanto os restantes são considerados entradas. As entradas precisam ter seu valor definido de antemão, mas o mesmo não necessita ser fixo, pode variar dentro de uma determinada faixa de valores.

Uma das grandes vantagens de utilização do ambiente computacional CADES® é a interação do mesmo com a ferramenta *Reluctool*. Ao construir um modelo físico com o *ComponentGenerator*®, é possível importar parâmetros de uma rede de relutâncias. Assim, com a variação das dimensões da máquina durante o processo de otimização, os resultados provenientes do *Reluctool* são automaticamente atualizados e incorporados ao modelo, o que possibilita a avaliação dos valores de fluxo, indução, relutância e energia magnética.

A maior parte das equações que formam o modelo matemático do gerador é retirada do modelo de dimensionamento. De modo a evitar a repetição das equações já apresentadas, serão aqui salientadas apenas as diferenças entre este conjunto de equações e o anterior. Neste caso, as hipóteses iniciais feitas para o comprimento axial da máquina e o torque por unidade de volume do rotor não são aproveitadas, tornando este modelo menos restritivo. Em compensação, de modo a padronizar o tamanho das máquinas em um valor esperado, o diâmetro externo do estator é fixado em 300 mm.

A primeira seção do conjunto de equações corresponde justamente à importação dos parâmetros do *Reluctool*. Os elementos do circuito magnético possuem suas propriedades simplesmente declaradas, e as expressões para determinação dos seus valores se encontram nas

equações do modelo matemático, e são baseadas nas dimensões físicas do dispositivo. Assim, nesta etapa são definidos os resultados do circuito magnético em função dos parâmetros geométricos da máquina. Vale lembrar que no modelo de dimensionamento ocorre o contrário: a partir de valores de indução pré-determinados são obtidos os valores das dimensões do gerador.

De posse dos valores de fluxo magnético e área de todos os elementos, são definidos os valores de indução para os pontos de interesse (dentes, coroas, entreferro), utilizados para imposição de restrições aos resultados. O fluxo total de um ímã enlaçado pela bobina Φ_m , como pode ser visto na figura 3.3, equivale ao dobro do fluxo atravessando um elemento de entreferro.

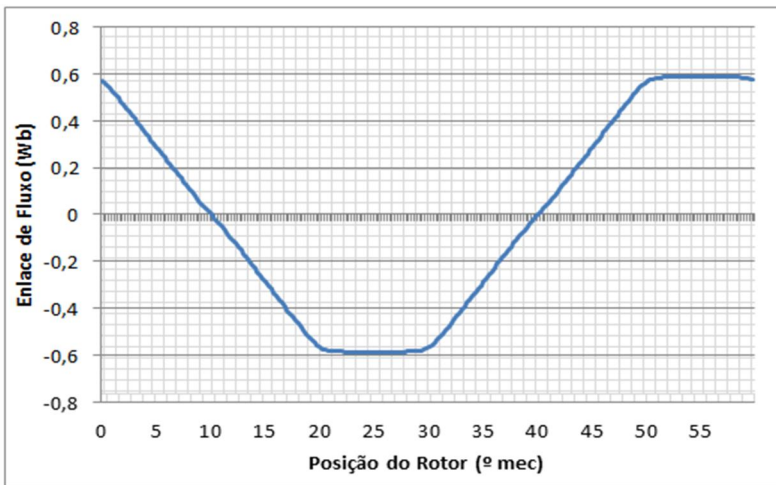


Figura 3.10 - Variação do fluxo magnético com o movimento do rotor para o circuito de camada simples do gerador A.

Com o número de espiras por bobina N_{eb} e o número de pares de polos p , pode-se definir o valor de pico do fluxo por fase:

$$\Phi_m = 2 \cdot \Phi_g \quad (3.1)$$

$$\Phi_{\text{polo}} = N_{eb} \cdot \Phi_m \quad (3.2)$$

$$\Phi_{\text{fase}} = p \cdot \Phi_{\text{polo}} \quad (3.3)$$

Outra diferença desta etapa para a etapa anterior é que os valores de corrente e força eletromotriz não são calculados a partir do torque e da potência, mas baseados no fluxo magnético. Em primeiro lugar, é definido o valor de pico da força eletromotriz de uma fase, sendo este calculado pela variação temporal do fluxo. Como se pode observar na figura 3.10, o fluxo é periódico, mas sua forma não é senoidal. Sua inclinação é constante, e o intervalo $\Delta\theta$ necessário para atingir o seu valor máximo a partir do zero é de 10° . Trabalhando com radianos elétricos ao invés de graus mecânicos, tem-se:

$$\Delta\theta = 10 \cdot \frac{\pi}{180} \cdot p$$

Neste caso, o máximo enlace de fluxo de uma fase λ_{max} é igual ao valor do fluxo magnético por fase. Lançando mão da regra da cadeia para diferenciação e da aproximação da derivada pela inclinação da reta a partir de dois pontos – sendo estes os pontos onde o fluxo atinge os valores máximo e nulo – tem-se:

$$\frac{d\lambda_{\text{max}}}{dt} = \frac{d\lambda_{\text{max}}}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (3.4)$$

$$\frac{d\lambda_{\text{max}}}{d\theta} \approx \frac{\Phi_{\text{fase}}(20^\circ) - \Phi_{\text{fase}}(10^\circ)}{\Delta\theta} \approx \frac{\Delta\Phi_{\text{fase}}}{\Delta\theta} \quad (3.5)$$

Sabe-se que a variação temporal da posição angular do rotor equivale à velocidade angular do mesmo, definida em radianos mecânicos como ω_m . Assim, aplicando estes fatores à equação 3.4, tem-se a força eletromotriz de uma fase fem_{ln} :

$$fem_{\text{ln}} = \frac{d\lambda_{\text{max}}}{dt} \approx \frac{\Delta\Phi_{\text{fase}}}{\Delta\theta} \cdot \omega_m \cdot p \quad (3.6)$$

Com o valor da força eletromotriz, de modo a obter o valor da corrente, é construído o diagrama fasorial da máquina. Este diagrama representa de forma vetorial as tensões e correntes envolvidas na máquina. O circuito equivalente por fase e o diagrama fasorial correspondente são apresentados na figura 3.11.

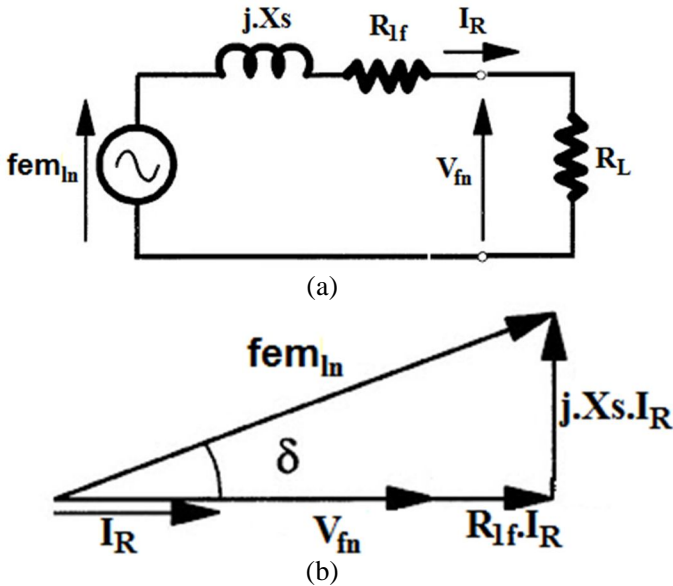


Figura 3.11 - Circuito monofásico equivalente (a) e diagrama fasorial (b) para os geradores.

A partir do diagrama, pode ser descrito um conjunto de expressões que permite calcular os valores da corrente I_R e do ângulo de carga δ . A reatância síncrona é calculada a partir de fatores construtivos da máquina, cujas expressões são apresentadas no apêndice A. A equação 3.7 apenas serve para determinar o valor eficaz da força eletromotriz, necessário para o diagrama fasorial. Para tanto, é introduzida uma constante de correção de força eletromotriz K_{ce} , com valor inicial unitário. Após o término do projeto, a simulação da operação a vazio do gerador permite que se avalie os valores de pico e eficaz da força eletromotriz, e se faça a correção deste termo para que se tenha o projeto correto.

$$fem_{\text{In-RMS}} = \frac{fem_{\text{In}}}{K_{ce}} \quad (3.7)$$

$$\delta = \text{sen}^{-1} \left(\frac{I_R \cdot X_S}{fem_{\text{In-RMS}}} \right) \quad (3.8)$$

$$V_{\text{fn}} = fem_{\text{In-RMS}} \cdot \cos(\delta) - I_R \cdot R_{\text{If}} \quad (3.9)$$

$$V_L = V_{\text{fn}} \cdot \sqrt{3} \cdot \left(\frac{3 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \right) \quad (3.10)$$

$$C_{\text{imp}} = I_R \cdot V_{\text{fn}} / R_L \quad (3.11)$$

Não é possível que se declare o valor de R_L diretamente como a razão entre V_{fn} e I_R , pois ambos os valores são saídas do processo de otimização, e esta divisão poderia resultar em uma incoerência matemática. Então é criada a condição implícita C_{imp} , cujo valor é forçado a zero.

A última diferença presente entre as equações do modelo de otimização e do modelo de dimensionamento se refere aos valores de potência. No modelo de dimensionamento, o torque final é obtido na etapa inicial de projeto, baseado no valor de potência total de 3 kW. Isso implica que, ao fim dos cálculos, a potência efetivamente aproveitada será inferior a 3 kW, devido às perdas presentes no dispositivo. A única maneira de evitar isso seria uma estimativa do valor das perdas no início do projeto. Contudo, no modelo de otimização, todas as equações são resolvidas de forma simultânea, e os valores de potência e torque não são parâmetros de entrada do modelo, mas de saída. Desta forma, é possível que se garanta a potência de 3 kW como potência de saída da máquina, forçando que esta chegue a tal valor, e determinando a potência total a partir deste e das perdas. As equações são:

$$P_{\text{Load}} = 3 \cdot \frac{V_{\text{fn}}^2}{R_L} = 3 \text{ kW} \quad (3.12)$$

$$P_{\text{emag}} = P_{\text{Load}} + \text{Perdas} \quad (3.13)$$

$$\eta = \frac{P_{\text{Load}}}{P_{\text{emag}}} \quad (3.14)$$

Sendo P_{Load} a potência na carga, ou seja, a potência de saída, forçada a 3 kW, enquanto P_{emag} é a potência eletromagnética, correspondente a potência total da máquina. O restante das equações é aproveitado do modelo de dimensionamento.

3.4.2 Equações Referentes à Máquina de Camada Dupla

No caso da máquina com enrolamento de dupla camada, a maior parte das equações é mantida, e o modelo sofre apenas pequenas alterações. A primeira é referente ao cálculo da reatância síncrona do diagrama fasorial, pois as indutâncias da máquina são determinadas a partir de expressões diferentes das utilizadas no caso anterior. Tais expressões também são exibidas no apêndice A. Um segundo ponto alterado é o número de espiras por bobina N_{eb} , que agora passa a valer a metade do valor do caso anterior, mudança essa referente a presença de duas bobinas em cada ranhura. Por fim, é alterado o cálculo da força eletromotriz a partir dos valores de fluxo do circuito magnético. Neste caso, o fluxo de uma fase possui diferentes níveis de inclinação durante o intervalo entre máximo e mínimo, impossibilitando que se obtenha a força eletromotriz de fase. Porém, a força eletromotriz entre fases fem_{\parallel} possui inclinação constante durante o intervalo citado, e pode ser obtida através do valor do fluxo que é enlaçado pelas bobinas de duas fases diferentes.

Observando as figuras 3.5 e 3.8 observa-se que o fluxo enlaçado por duas fases em série é definido por:

$$\lambda_{\max} = N_{eb} \cdot p \cdot (4 \cdot \Phi_{d,l} + 2 \cdot \Phi_{d,cl}) \quad (3.15)$$

Os termos entre parênteses da expressão acima representam os valores de fluxo nos quatro dentes que compõem o circuito magnético referente ao caso de camada dupla, considerando que os fluxos nos dentes inteiros da direita e da esquerda são iguais, bem como os fluxos nas metades de dente da direita e da esquerda também são iguais. Com o valor do enlace de fluxo máximo para duas fases em série, é obtido o valor da força eletromotriz, posteriormente utilizado para o cálculo do diagrama fasorial, analogamente ao caso anterior.

$$fem_{ll} = \frac{\lambda_{\max}}{d\theta} \cdot p \cdot \omega_m \quad (3.16)$$

$$fem_{ll-RMS} = \frac{fem_{ll}}{K_{ce}} \quad (3.17)$$

$$fem_{ln-RMS} = \frac{fem_{ll-RMS}}{\sqrt{3}} \quad (3.18)$$

A relação entre os valores de linha e de fase pode ser aplicada quando se trata de valores eficazes, o que será verificado durante as simulações. De posse do valor eficaz da força eletromotriz fase-neutro, este é inserido no diagrama fasorial para determinação dos valores de corrente e tensão de saída.

As equações aqui apresentadas, combinadas as expressões já estabelecidas nos casos anteriores, compõem o arquivo *.sml* para o caso de geradores de camada dupla. Assim, após a determinação deste modelo, ele é compilado e encaminhado para a etapa de otimização.

3.4.3 Otimização das Máquinas

A etapa de otimização se inicia pela escolha de um dos métodos de otimização oferecidos pelo *ComponentOptimizer*. O método escolhido foi o *SQP* (*sequential quadratic programming*, ou programação quadrática sequencial em português), um método iterativo bastante robusto utilizado para problemas de otimização não-linear.

Com a definição do otimizador e a inserção do modelo, é necessário que se imponham restrições sobre cada uma das variáveis de entrada e saída. No caso das variáveis de entrada, as mesmas podem ter seu valor inicial fixado ou estabelecido dentro de uma faixa de valores. Quanto aos parâmetros de saída, estes podem ser deixados livres, serem fixados, variarem dentro de uma faixa de valores, ou serem minimizados ou maximizados.

Dentre os parâmetros de entrada, foram fixados aqueles que realmente têm seu valor pré-definido. Os demais parâmetros tiveram seus valores iniciais estabelecidos a partir dos resultados do modelo de

dimensionamento, e faixas bastante amplas de variação, buscando obter o valor de mínimo global da otimização. No caso das variáveis de saída, também foram fixados somente aquelas que possuem valor conhecido desde o início do projeto. Outras variáveis tiveram seu valor restrito a uma faixa pequena de valores, além da função objetivo – o custo da máquina - que foi designada a ser minimizada. As demais foram deixadas livres. Tais restrições são apresentadas nas tabelas a seguir.

Tabela 18 - Condições impostas aos parâmetros de entrada do modelo de otimização.

Parâmetro	Condição	Valor Inicial	Valor Mínimo	Valor Máximo
bd	Restrito	12,035	5	20
Br	Fixo	1,21	-	-
Cambio	Fixo	0,50408	-	-
Ccu	Fixo	14,5	-	-
Cfe	Fixo	4,5	-	-
Cpm	Fixo	565,22	-	-
Dre	Restrito	219,655	150	250
hctt	Fixo	2	-	-
hm	Fixo	5	-	-
htt	Fixo	2	-	-
hyr	Restrito	11,98	5	20
hys	Restrito	12,779	5	20
Ir	Restrito	10,632	5	20
Kce	Fixo	1	-	-
Lstk	Restrito	60	40	100
mf	Fixo	3	-	-
n	Fixo	350/500	-	-
p	Fixo	6	-	-
q	Fixo	1	-	-
RL	Restrito	8,846	5	20
Sfio	Restrito	2,658	0	5
Sran	Restrito	249,096	10	500
w	Fixo	2	-	-
Z	Restrito	1518,159	1000	3000

Tabela 19 - Condições impostas aos parâmetros de saída do modelo de otimização.

Parâmetro	Condição	Valor	Valor Mínimo	Valor Máximo
Bd	Restrito	-	1,2	1,6
Bg	Restrito	-	0,8	1,21
Byr	Restrito	-	1,5	1,7
Bys	Restrito	-	1,5	1,7
Cimp	Fixo	0	-	-
Ctmat	Minimizar	-	200	1000
Des	Fixo	300	-	-
eta (η)	Restrito	-	0,9	0,99
Jfio	Restrito	-	2	4
PLoad	Fixo	3000/4000	-	-
Sf	Restrito	-	0,45	0,5
TRV	Restrito	-	14	42
V _L	Fixo	220	-	-

Uma vez impostas todas as restrições, o otimizador pode ser aplicado. Após algumas iterações, o *software* retorna com os valores otimizados de todas as variáveis. Porém, tais resultados não devem ser de imediato utilizados. Com o conjunto de valores exibidos acima, o número de condutores por ranhura Ncr resultante foi de 53,024, enquanto a seção de cobre do fio a ser utilizado foi determinada como 2,658mm². Tais resultados não tem coerência física, e devem ser modificados antes da definição do modelo otimizado.

O número de condutores por ranhura é ajustado primeiramente, e deve ser convertido para o valor inteiro mais próximo. Uma vez feito isso, com os novos valores otimizados dos parâmetros, verifica-se o valor atual da seção de cobre do fio, e aproxima-se pelo valor comercial imediatamente superior. No caso deste gerador, ao fim da otimização, cada ranhura é preenchida por 52 condutores de seção 2,835 mm² [18].

Os parâmetros n e PLoad apresentam dois valores distintos na tabela devido ao fato de serem os únicos fatores a se modificarem entre o Gerador A e o Gerador B.

3.5 RESULTADOS DOS MODELOS OTIMIZADOS

Uma vez determinados todos os parâmetros do projeto otimizado, os mesmos devem ser utilizados para construção de um arquivo de

entrada para o *EFCAD*, para que se possa verificar o projeto com o MEF. Conhecendo a estrutura dos arquivos de extensão *.pre* utilizados como entrada do *software* de elementos finitos, foi criada uma planilha que, com a inserção dos dados resultantes do otimizador, cria um arquivo compatível com o *EFCAD*.

Os resultados obtidos pelo MEF são os seguintes:

3.5.1 Níveis de Indução Magnética

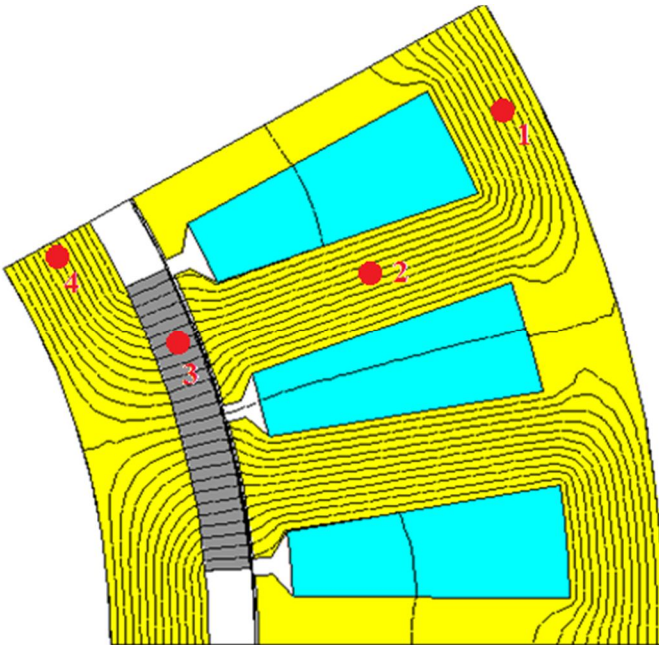


Figura 3.12– Pontos de avaliação da indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.

Tabela 20 - Níveis de indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.

Ponto	Região	Gerador A	Gerador B
1	Coroa do estator (B_{ys})	1,58 T	1,60 T
2	Dente (B_d)	1,53 T	1,52 T
3	Ímã Permanente e Entreferro (B_g)	1,07 T	1,06 T
4	Coroa do rotor (B_{vr})	1,54 T	1,54 T

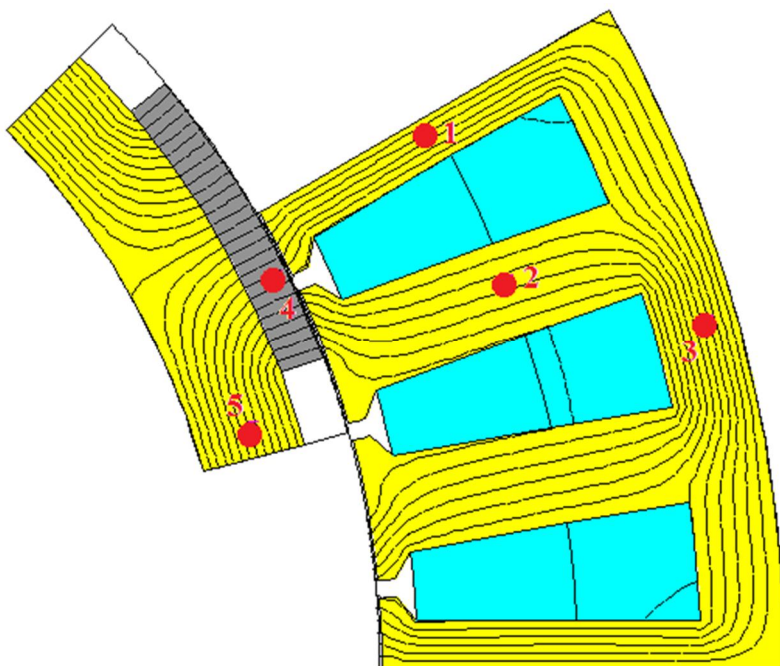


Figura 3.13 - Pontos de avaliação da indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.

Tabela 21 - Níveis de indução magnética para os circuitos de camada simples do modelo de otimização.

Ponto	Região	Gerador A	Gerador B
1	Meio Dente (B_{d_l})	1,58 T	1,57 T
2	Dente ($B_{d_{cl}}$)	0,77 T	0,78 T
3	Coroa do estator (B_{vs})	1,74 T	1,70 T
4	Ímã Permanente e Entreferro (B_g)	1,04 T	1,02 T
5	Coroa do rotor (B_{vr})	1,58 T	1,53 T

Os níveis de indução magnética ficaram próximos dos valores esperados, com exceção do nível de indução na coroa do estator do gerador A de camada dupla. Todavia, esse valor não chega a ser elevado o suficiente para despertar preocupação com saturação magnética e perdas.

3.5.2 Torque de relutância

O Torque de relutância é uma componente de torque inerente a máquinas que utilizam ímãs permanentes, e provém da interação entre os ímãs do rotor e as ranhuras do estator. Este acaba por produzir ondulações no torque final da máquina e pode produzir vibrações – especialmente em baixas velocidades –, sendo assim um componente indesejável.

Esta componente pode ser obtida através da simulação da máquina com corrente nula nos condutores, ou seja, sem carga. Sem a presença de corrente, não há torque eletromagnético produzido pela máquina, e o torque resultante da simulação representa apenas a componente do torque de relutância. Para o gerador A, o torque de relutância se apresenta da seguinte forma:

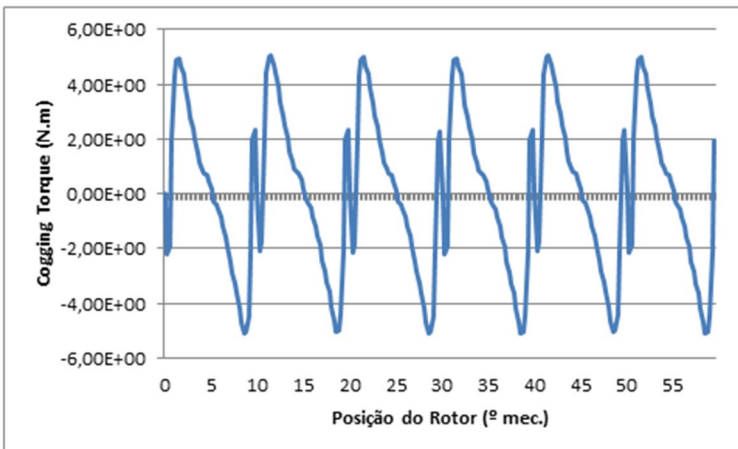


Figura 3.14 - Torque de relutância para o gerador A.

Nota-se que o mesmo possui uma amplitude em torno de 5 N.m, valor pequeno se comparado ao torque nominal da máquina. Entretanto, para evitar os efeitos supracitados, é recomendada a inclinação dos ímãs do rotor, técnica consagrada na redução do torque de relutância. Tais conclusões também se aplicam ao caso do gerador B, cujo torque de relutância é mostrado na figura 3.15.

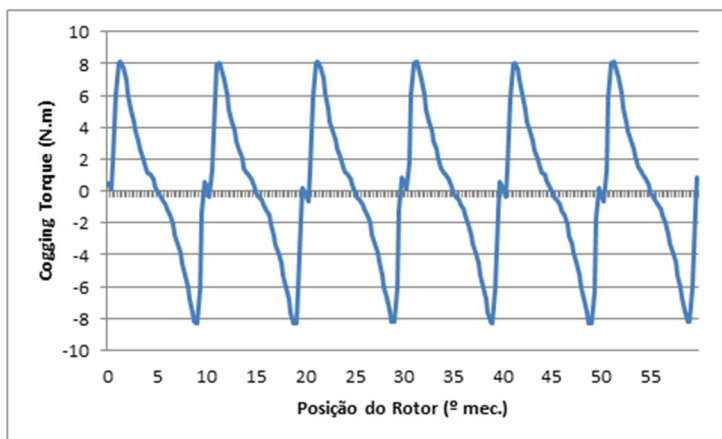


Figura 3.15 - Torque de relutância para o gerador B.

3.5.3 Validação dos Modelos de Indutâncias

As expressões utilizadas para o cálculo das indutâncias das máquinas serão validadas por mais de um tipo de simulação, de modo a garantir a coerência dos valores. Vale lembrar que tais expressões são apresentadas em detalhes no apêndice A e B. Todos os métodos serão aplicados ao gerador A, e posteriormente serão apresentados os resultados também referentes ao gerador B.

O primeiro método é o cálculo estático com corrente nominal em apenas uma das fases. O *software EFCAD* permite calcular indutâncias próprias e mútuas entre fontes de corrente a partir da densidade de corrente e do número de condutores em cada região. Como não é fornecido o comprimento axial da máquina, os valores são retornados em indutâncias por unidade de comprimento. Além disso, como o desenho representa um único polo da máquina, é necessário que o valor seja multiplicado pelo número de polos. Os valores obtidos foram:

$$L_{aa} = 0,01879 \text{ H/m}$$

$$L_{ab} = -0,00273 \text{ H/m}$$

Sendo L_{aa} o valor de indutância própria do enrolamento da fase A, e L_{ab} o valor de indutância mútua entre os enrolamentos das fases A e B. Aplicando o número de polos e o comprimento axial:

$$L_{aa} = 0,01879 \cdot 2 \cdot p \cdot L_{stk} = 13,6077 \text{ mH}$$

$$L_{ab} = -0,00273 \cdot 2 \cdot p \cdot L_{stk} = -1,9771 \text{ mH}$$

$$L_{sync} = L_{aa} - L_{ab} = 15,5848 \text{ mH}$$

O segundo método consiste no cálculo estático de indutância com duas fases ligadas em série e alimentadas com corrente nominal. A indutância própria deste enrolamento será equivalente ao dobro da indutância síncrona da máquina. Neste caso, tem-se:

$$L_{aa} = 0,04302 \text{ H/m}$$

$$L_{aa} = 0,04302 \cdot 2 \cdot p \cdot L_{stk} = 31,1551 \text{ mH}$$

$$L_{sync} = \frac{L_{aa}}{2} = 15,5775 \text{ mH}$$

O último recurso de verificação utiliza das mesmas configurações acima, porém, ao invés da realização de um cálculo estático, é considerado o movimento do rotor. O valor de indutância é calculado a cada ponto, e são tirados os valores médios das curvas indutância versus posição do rotor para comparação com os resultados anteriores. Para o caso de uma única fase alimentada, as curvas de indutância própria e mútua, bem como seus valores médios L_{aa} e L_{ab} são mostrados abaixo:

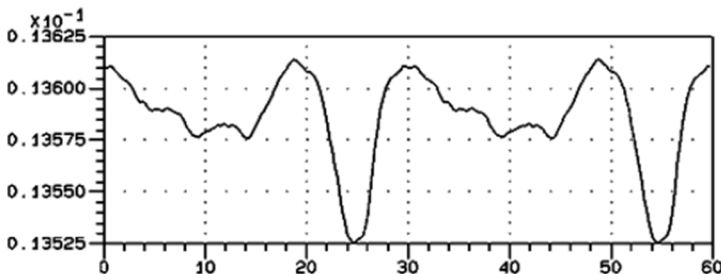


Figura 3.16 - Variação da indutância própria de uma fase com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.

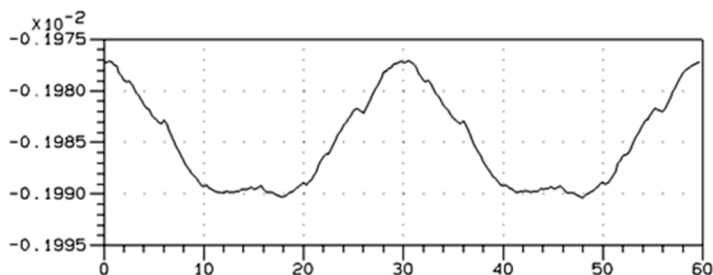


Figura 3.17 - Variação da indutância nítua de uma fase com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.

$$L_{aa} = 0,013586 = 13,586 \text{ mH}$$

$$L_{ab} = -0,001985 = -1,985 \text{ mH}$$

$$L_{\text{sync}} = L_{aa} - L_{ab} = 15,571 \text{ mH}$$

Com duas fases alimentadas e ligadas em série, tem-se:

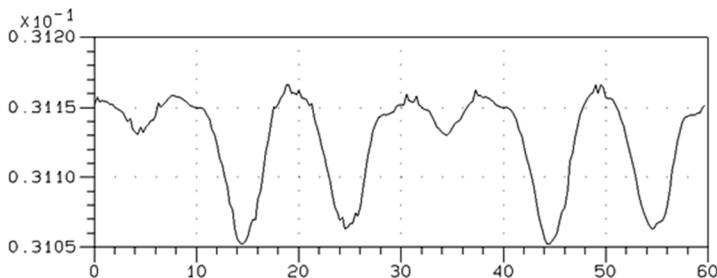


Figura 3.18 - Variação da indutância síncrona com a posição do rotor para o gerador A de camada simples.

$$L_{aa} = 0,031126 = 31,126 \text{ mH}$$

$$L_{\text{sync}} = \frac{L_{aa}}{2} = 15,563 \text{ mH}$$

Para que se tenha um valor final de comparação com o modelo analítico de indutância, serão tomadas as médias aritméticas dos valores

de indutância própria de uma fase L_{aa} e de indutância síncrona L_{sync} . Logo:

$$L_{aa} = \frac{13,6077 + 13,586}{2} = 13,5968 \text{ mH}$$

$$L_{sync} = \frac{15,5848 + 15,5775 + 15,571 + 15,563}{4} = 15,5741 \text{ mH}$$

O procedimento para o caso de camada dupla é exatamente o mesmo. A tabela 22 mostra compara os valores de indutância para o Gerador A.

Tabela 22 - Comparação dos valores de indutância obtidos pelo modelo de otimização e pelo MEF para o gerador A.

	Camada Simples	Camada Dupla
Laa - CADES®	13,2824 mH	12,190 mH
Laa - EFCAD	13,5968 mH	11,0043 mH
Diferença	2,3%	10,77%
Lsync – CADES®	15,3529 mH	16,3028 mH
Lsync – EFCAD	15,5741 mH	16,1139 mH
Diferença	1,4%	1,2%

No caso do Gerador B:

Tabela 23 - Comparação dos valores de indutância obtidos pelo modelo de otimização e pelo MEF para o gerador A.

	Camada Simples	Camada Dupla
Laa - CADES®	7,0165 mH	6,1464 mH
Laa - EFCAD	7,1105 mH	5,6808 mH
Diferença	1,3%	8,2%
Lsync – CADES®	8,0886 mH	8,1955 mH
Lsync – EFCAD	8,1357 mH	8,0707 mH
Diferença	0,6%	1,5%

Observa-se a boa coerência entre os valores calculados e os valores obtidos via simulação, especialmente para as indutâncias síncronas, que são as de maior relevância devido ao seu uso no diagrama fasorial da máquina.

3.5.4 Análise de Força Eletromotriz e Fluxo Magnético

Nesta etapa serão apresentadas as formas de onda da Força Eletromotriz e do Fluxo Magnético resultantes da simulação a vazio da máquina. A partir dos resultados apresentados, são comparados os valores de pico de FEM e fluxo obtidos no modelo de otimização com os obtidos via simulação, além da verificação da expressão da FEM calculada a partir do fluxo. Tal paralelo é feito no intuito de mais uma vez validar o modelo matemático apresentado.

Analisando o Gerador A construído com enrolamento de camada simples, a força eletromotriz e o fluxo magnético são apresentados abaixo, variando a posição do rotor em graus mecânicos.

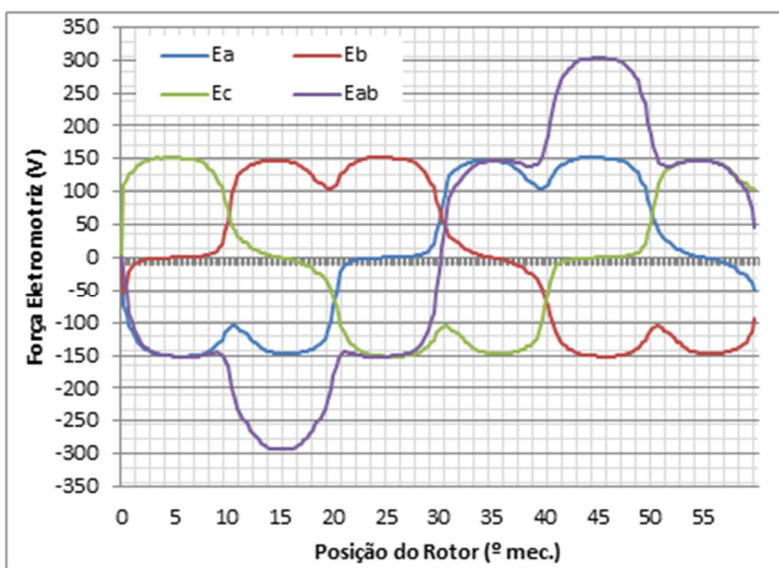


Figura 3.19 - Força Eletromotriz a vazio para o modelo de otimização de camada simples do gerador A.

O patamar da força eletromotriz não é constante, e ocorre durante um intervalo de aproximadamente 20°. Para efeito de cálculo, é tomado o valor médio deste patamar, determinado como 143,58 V. Este valor é obtido com a média de amplitude da força eletromotriz entre as posições

de 30° e 48° do rotor, que representa o intervalo do patamar citado. No processo de otimização, o resultado obtido para a força eletromotriz de pico foi de 145,42 V, o que resulta numa diferença de apenas 1,2%.

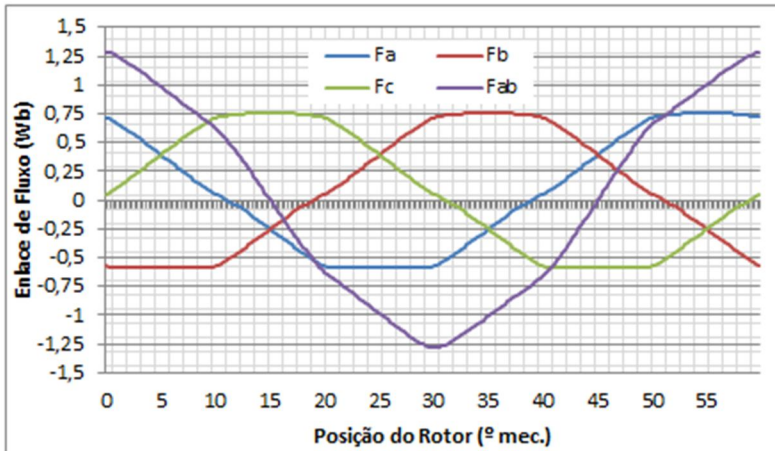


Figura 3.20 - Enlace de fluxo magnético a vazio para o modelo de otimização de camada simples do gerador A.

No caso do fluxo magnético, o valor máximo de fluxo por fase obtido em simulação foi de 0,691 Wb, enquanto o cálculo otimizado trouxe 0,6925 Wb, o que corresponde a uma diferença de 0,22%.

Sobrepondo o fluxo e a FEM de uma mesma fase, é possível averiguar que o patamar da FEM ocorre no intervalo onde o fluxo varia entre seus valores mínimo e máximo.

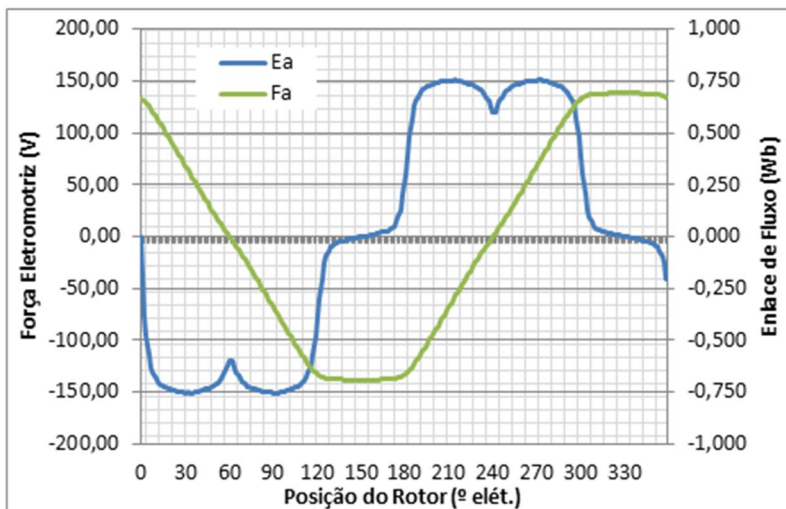


Figura 3.21 - Sobreposição das ondas de força eletromotriz e enlace de fluxo.

Como feito durante o equacionamento do modelo de otimização, será tomada a equação da reta que corresponde à inclinação do fluxo durante o mesmo intervalo onde é tomada a média do patamar da FEM, e, conforme mostrado anteriormente, é possível atingir o valor máximo da mesma. Portanto:

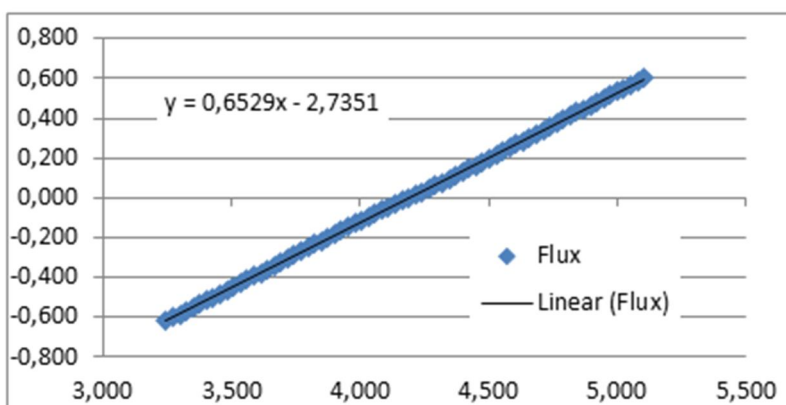


Figura 3.22 - Linearização do fluxo magnético.

A linearização mostra que a inclinação do fluxo magnético vale 0,6529 Wb/rad. Aplicando a equação 3.6:

$$fem_{in} = 0,6529 \cdot \omega_m \cdot p = 143,5805 \text{ V} \quad (3.19)$$

Tal resultado é bastante coerente com os valores apresentados acima, tendo seu valor praticamente igual ao valor médio do platô da fem.

No caso do enrolamento de camada dupla, como citado em seções anteriores, a relação entre fluxo e força eletromotriz ocorre não para valores de uma única fase, mas para duas fases.

A força eletromotriz e o fluxo se configuram da seguinte forma neste caso:

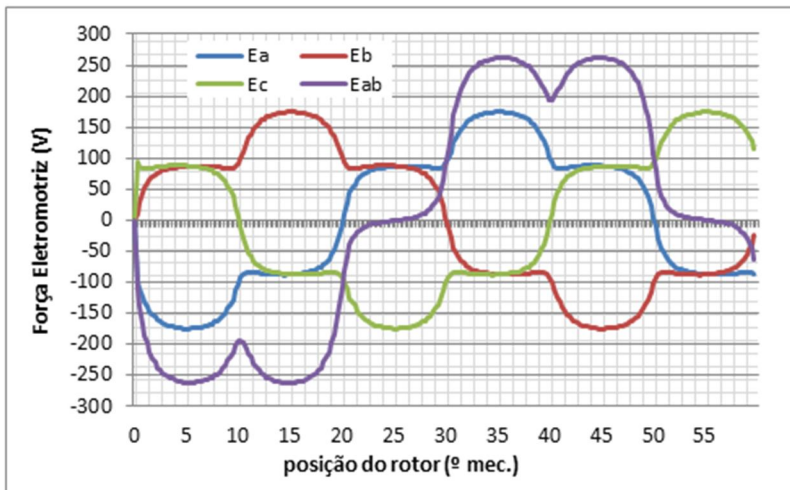


Figura 3.23 - Força Eletromotriz a vazio para o modelo de otimização de camada dupla do gerador A.

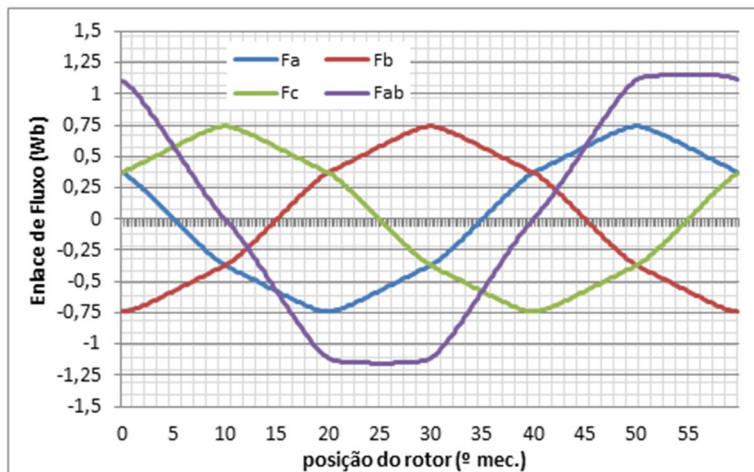


Figura 3.24 - Enlace de fluxo magnético a vazio para o modelo de otimização de camada dupla do gerador A.

Novamente, tomando o valor médio do platô de E_{ab} obtém-se 242,13 V. Em relação ao valor de 252,39 V determinado pelo CADES®, a diferença é de 4,2%, plenamente aceitável. O mesmo valor de Diferença é encontrado para o fluxo, que possui máximo de 1,154 Wb após a simulação contra 1,202 Wb do modelo de otimização.

A linearização do fluxo traz uma inclinação de 1,108 Wb/rad, o que resulta em um valor de 243,6625 V para a força eletromotriz, mantendo novamente a coerência entre todos os resultados.

Analogamente, o caso para a máquina de 4 kW é rigorosamente idêntico. Evitando a repetição de expressões, serão apresentados apenas os valores de força eletromotriz para efeito de comparação.

Tabela 24 - Valores de Força Eletromotriz para o modelo de otimização do Gerador B.

Enrolamento	FEM - CADES®	FEM - EFCAD	FEM - fluxo
Camada Simples	142,88 V	140,89 V	140,9950 V
Camada Dupla	245,65 V	236,23 V	237,0337 V

Todos os valores se encontram com diferenças inferiores a 4% entre si, provando novamente a coerência do modelo. Com a qualidade dos modelos de indutância, força eletromotriz e da rede de relutâncias, fica claro que o modelo de otimização pode ser empregado no projeto de máquinas com sucesso.

3.5.5 Simulação de Operação com Carga

Para visualizar o funcionamento dos geradores em situação de carga nominal, é utilizado um módulo do *EFCAD* chamado *EFCM*. Esta ferramenta permite a inclusão de um valor de carga, e traz como resultado o comportamento da máquina com o tempo, permitindo a visualização de grandezas como corrente e força eletromotriz em regimes transitório e permanente.

De modo a possibilitar que a operação atinja o regime permanente, o tempo de simulação é consideravelmente maior do que o período das grandezas envolvidas. Os resultados da operação com carga nominal para o gerador A são apresentados a seguir, iniciando pela força eletromotriz.

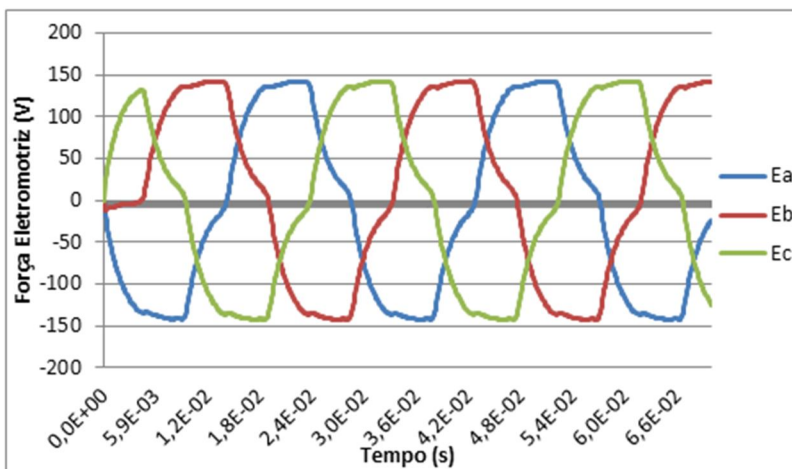


Figura 3.25 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.

A força eletromotriz resultante possui um formato periódico, porém diferente da mostrada para o caso sem carga. A presença das resistências de carga e dos condutores, além da indutância do gerador, trazem um formato trapezoidal à FEM. A análise harmônica indica que as principais frequências presentes são a 5ª e a 7ª harmônicas, com amplitudes de aproximadamente 9% e 4% do valor da fundamental, respectivamente. Tal análise também retorna o valor eficaz da força eletromotriz em carga, estabelecido em 106,22 V. Quanto à corrente, tem-se:

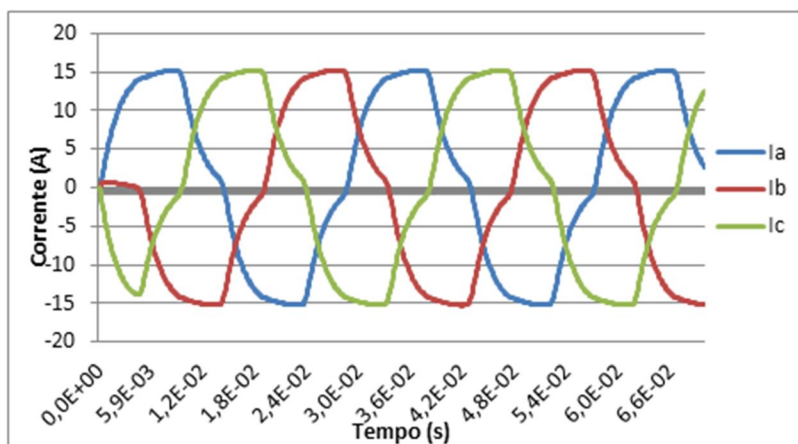


Figura 3.26 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.

Se tratando de uma carga resistiva, a corrente segue a mesma forma de onda da tensão nos do gerador. Os níveis de distorção harmônica presentes são praticamente os mesmos, e o valor eficaz da corrente fica em 11,18 A, um pouco acima do valor de 10,632 A considerado nos cálculos analíticos.

A partir da corrente, sendo o valor da resistência de carga conhecido, é possível obter a potência na carga, mostrada na figura 3.26.

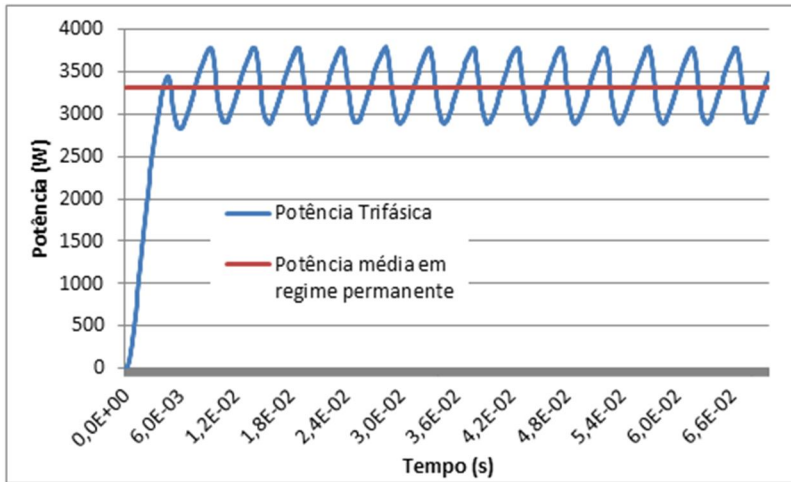


Figura 3.27 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.

O valor médio de potência mecânica do gerador operando em regime permanente é de 3309,14 W, próximo dos 3 kW esperados. A diferença de aproximadamente 10% é proveniente das inexatidões encontradas no modelo, como o valor da resistência dos condutores, que resultam em um valor de corrente diferente do esperado. Estes erros são propagados ainda mais no cálculo de potência, pois o valor de corrente é elevado à segunda potência. Contudo, o valor de potência superior garante que o gerador seja capaz de fornecer a potência demandada nas especificações do projeto.

Por fim, a última grandeza obtida com o *EFCM* é o torque eletromagnético T_n , que possui valor médio em regime permanente de -96,93 N.m. Vale lembrar que, no *CADES®*, o torque nominal da máquina foi determinado como 89,54 N.m. O comportamento do torque com o tempo pode ser verificado na figura abaixo.

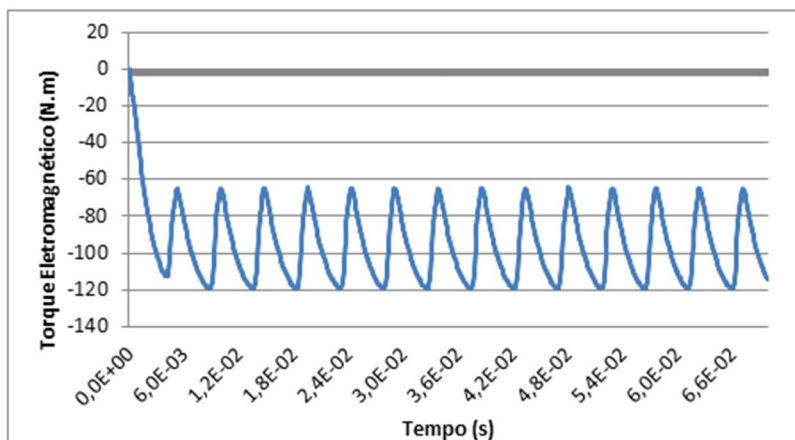


Figura 3.28 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada simples.

Verifica-se que há uma ondulação de torque, o que é indesejado. Tal característica provém em parte da presença de torque de relutância, e deve ser estudada posteriormente com a redução do mesmo.

A potência eletromagnética, ou seja, com a inclusão das perdas, é calculada a partir do torque e da velocidade. De posse desta, é possível obter o valor do rendimento aplicando-se a equação 3.14.

$$P_{\text{emag}} = T_n \cdot \omega_m = 3552,68 \text{ W} \quad (3.20)$$

$$\eta = \frac{P_{\text{Load}}}{P_{\text{emag}}} = 0,9314 \quad (3.21)$$

A seguir, a mesma análise é feita para o gerador B. As formas de onda relativas aos valores de força eletromotriz e corrente nas três fases são apresentadas nas figuras abaixo.

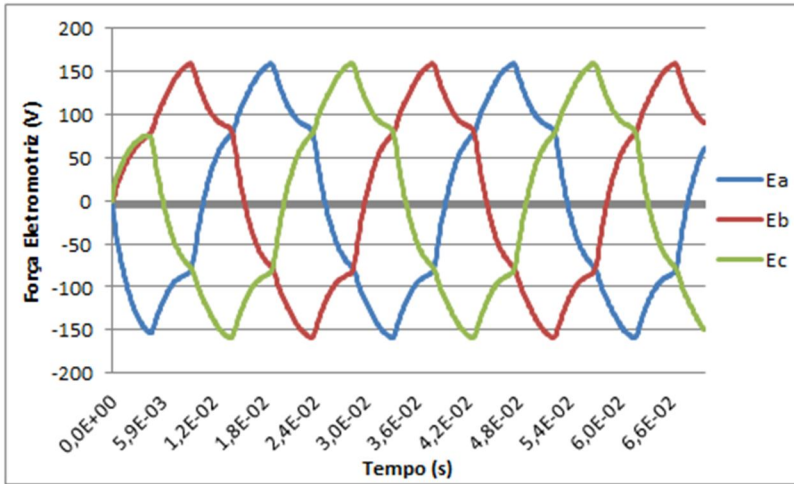


Figura 3.29 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.

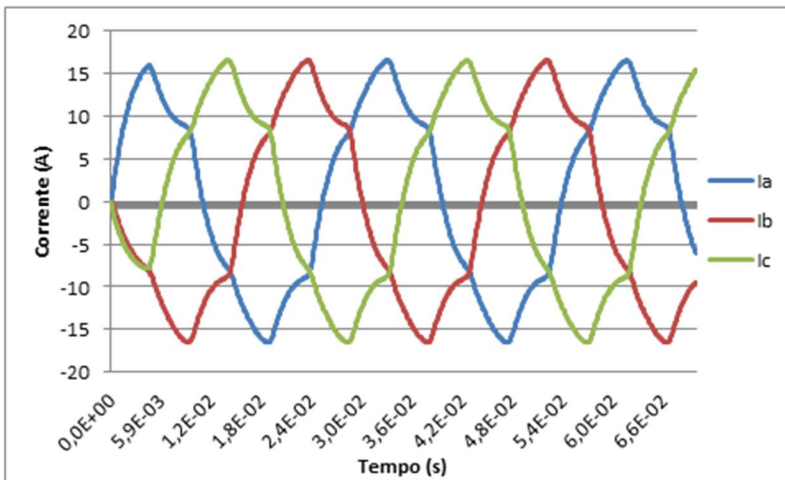


Figura 3.30 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.

Neste caso, devido à presença de bobinas deslocadas entre si na mesma fase, a força eletromotriz possui uma característica mais distante de uma senóide se comparada ao caso anterior. Novamente as

harmônicas mais influentes são as de ordem 5 e 7, com níveis de 9,3% e 4%, como no caso do Gerador A. O valor eficaz da força eletromotriz para este caso é de 103,73 V.

No que diz respeito a corrente, a distorção harmônica é semelhante aos valores já mostrados. Desta vez a corrente possui valor eficaz de 10,83 A, mais próximo do esperado, o que resulta em um valor de potência média também mais próximo do esperado, valendo 3091,76 W.

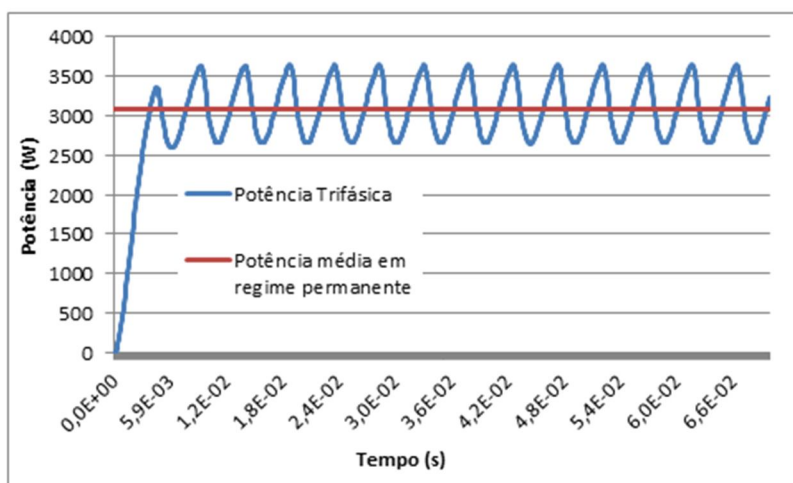


Figura 3.31 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.

Por fim, o torque é apresentado, e com ele são obtidos os valores de potência eletromagnética e rendimento. O valor médio do torque em regime permanente para o caso de camada dupla vale 91,67 N.m

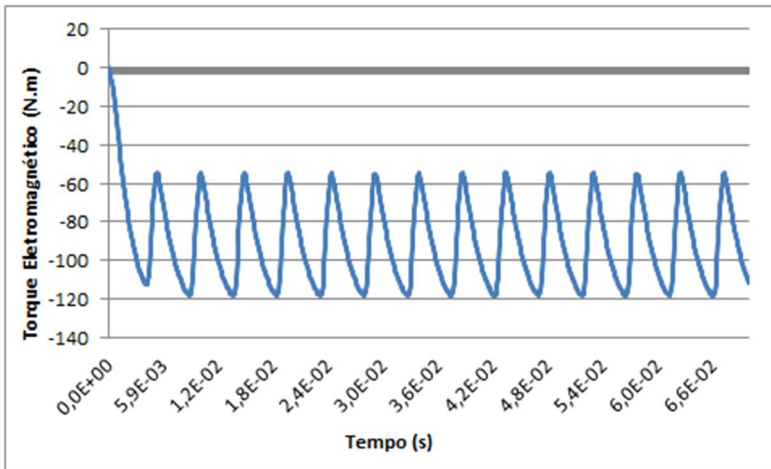


Figura 3.32 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização do gerador A com circuito de camada dupla.

$$P_{\text{emag}} = T_n \cdot \omega_m = 3359,89 \text{ W} \quad (3.22)$$

$$\eta = \frac{P_{\text{Load}}}{P_{\text{emag}}} = 0,9202 \quad (3.23)$$

A análise para o Gerador B é feita da mesma maneira. As formas de onda são todas semelhantes às apresentadas para este caso, apenas tendo seus valores modificados devido à diferença de potência. Portanto, são apenas apresentados os resultados numéricos referentes a este caso.

Tabela 25 – Resultados obtidos para o modelo de otimização do Gerador B.

	Camada Simples	Camada Dupla
Valor eficaz da FEM ($f_{em_{In-RMS}}$)	104,01 V	101,09 V
Valor eficaz de Corrente (I_{R-RMS})	14,897 A	14,401 A
Potência na carga (P_{Load})	4432,72 W	4141,91 W
Torque Nominal (T_n)	89,22 N.m	84,02 N.m
Potência Eletromagnética (P_{emag})	4671,40 W	4399,08 W
Rendimento (η)	0,9489	0,9415

Para efeito de comparação, são apresentados os valores obtidos para estas mesmas grandezas com o CADES® para todos os casos.

Tabela 26 - Resultados obtidos com a otimização de ambos os geradores.

Enrolamento	Gerador A		Gerador B	
	Camada Simples	Camada Dupla	Camada Simples	Camada Dupla
$f_{em_{in-RMS}}$	106,93 V	108,75 V	105,06 V	105,84 V
I_{R-RMS}	10,631 A	10,632 A	14,172 A	14,176 A
P_{Load}	3000 W	3000 W	4000 W	4000 W
T_n	88,73 N.m	89,54 N.m	81,13 N.m	81,49 N.m
P_{emag}	3252,20 W	3281,89 W	4248,18 W	4266,96 W
η	0,9224	0,9141	0,9416	0,9374

Percebe-se que há uma boa relação entre os valores obtidos durante o processo de otimização e os resultados das simulações com carga dos geradores.

3.5.6 Custo

O último item a ser exposto dos modelos otimizados dos geradores é o seu custo, parâmetro este que foi determinado como objetivo da otimização. As tabelas a seguir mostram o custo das máquinas determinados no modelo de dimensionamento e nos modelos ótimos, e a redução relativa de custo obtida no processo.

Tabela 27 - Custos obtidos com o modelo de dimensionamento para os geradores.

	Gerador A	Gerador B
Ct_{mat}	404,23 US\$	388,06 US\$

Tabela 28- Custos obtidos com o modelo de otimização para os geradores.

	Gerador A		Gerador B	
	Camada Simples	Camada Dupla	Camada Simples	Camada Dupla
Ct_{mat}	361,83 US\$	375,03 US\$	337,99 US\$	350,03 US\$
Redução	10,49%	7,22%	13,11%	9,80%

Nota-se que houve redução no custo dos geradores para todos os casos, com percentuais mais acentuados para o caso de camada simples.

3.6 AVALIAÇÃO DOS MODELOS OTIMIZADOS

Com esta gama de valores à disposição, é possível fazer uma breve avaliação dos resultados provenientes da otimização. A aplicação do modelo trouxe redução dos custos dos geradores propostos, bem como aumento de seu rendimento, o que justifica a utilização desta metodologia de projeto. Valores de torque e potência superiores aos originais também foram obtidos, trazendo robustez às máquinas.

Foram propostos dois conjuntos de máquinas para suprir a proposta de projeto feita no início do texto, conjuntos estes diferenciados pela sua sequência de bobinagem. Ao final do processo de otimização, infere-se que o modelo com enrolamento de camada simples é recomendado, pois o mesmo apresentou valores mais elevados de torque, potência, e, principalmente, rendimento, ao mesmo tempo em que possui custo inferior se comparado ao modelo com dupla camada.

3.7 CONCLUSÕES

Neste capítulo foi apresentado o modelo de otimização para os geradores síncronos. Foram propostos dois tipos de projetos contendo bobinagens diferentes para cada uma das máquinas demandadas inicialmente, e estes passaram pelo processo de otimização. Por fim, exibiu-se os resultados da otimização, bem como as conclusões mais relevantes.

4 OTIMIZAÇÃO DE GAMAS

4.1 DEFINIÇÕES

A utilização de métodos de otimização no contexto de máquinas elétricas, como demonstrado no capítulo anterior, possui vantagens bastante consideráveis. Porém, de modo geral, cada aplicação destes métodos é feita para uma única máquina a cada vez. Em contraste a isto, é aqui apresentado o conceito de Otimização de Gamas, baseado na referência [19].

O título Otimização de Gamas advém exatamente do fato deste compreender a aplicação da otimização não apenas em um único modelo, mas em uma gama deles ao mesmo tempo. No âmbito das máquinas elétricas, a aplicação da otimização de gamas consiste no projeto otimizado simultâneo de uma série de máquinas.

O desenvolvimento de projetos otimizados individualmente tem por consequência a exclusividade daquele projeto. Todas as características serão direcionadas a alcançar o valor ótimo para aquelas circunstâncias. Quando da existência de mais de um tipo de máquina, como proposto no início deste texto, ou no caso de uma fabricante comercial, cada máquina deverá ser otimizada, e os resultados serão independentes entre si. Ou seja, máquinas com certas características semelhantes entre si, ao final de seu projeto, apresentarão topologias diferentes, pois estas são voltadas ao resultado ideal daquela máquina em específico.

A aplicação do conceito de otimização de gamas traz uniformidade aos projetos otimizados. O objetivo da otimização não mais consiste na busca por uma máquina ideal, mas sim pelo melhor conjunto possível de máquinas diferentes entre si. Isto é especialmente interessante se for levado em consideração a confecção das chapas de ferro que formam o estator e o rotor das máquinas. A otimização individual resultará em valores distintos para cada máquina, sendo necessária a confecção de um conjunto de lâminas para cada um dos dispositivos a ser construído.

A proposta deste capítulo é exatamente mostrar a aplicação deste conceito às máquinas propostas. O novo modelo de otimização aqui lançado busca o projeto ótimo para o conjunto formado pelos geradores de 3 kW e 4 kW, e especifica que as seções transversais dos geradores sejam exatamente iguais, possibilitando que estes compartilhem das mesmas peças, como ímãs e lâminas de ferro para montagem do estator e do rotor. As únicas distinções entre os geradores se encontrarão no comprimento axial dos mesmos e na distribuição dos condutores elétricos. Tais fatores não são problemáticos, pois a diferença no comprimento axial apenas acarreta na utilização de mais lâminas, e não no formato delas em si, enquanto os condutores são independentes da configuração do ferro, apenas são inseridos posteriormente nas ranhuras. A uniformização das lâminas de ferro também garante a uniformização dos ímãs utilizados para ambas as máquinas.

Como ficou demonstrado no capítulo anterior, as vantagens da utilização da máquina com apenas uma camada de condutores em cada ranhura, a otimização de gamas só será aplicada a esta configuração.

4.2 METODOLOGIA DE PROJETO

As etapas de projeto são as mesmas já apresentadas no capítulo 3, apenas com algumas modificações. A primeira alteração ocorre no modelo magnético. Como estão sendo trabalhadas duas máquinas simultaneamente, o modelo deve comportar as redes de relutâncias referentes a ambas as máquinas, como mostrado na figura 4.1

É possível perceber a semelhança entre os circuitos. A diferença entre os mesmos se encontra apenas na nomenclatura dos elementos e de suas características. Os valores das suas seções atravessadas pelo fluxo também são declarados diferentes entre si, pois estas dependem do comprimento axial de cada máquina, o que diferencia uma rede da outra.

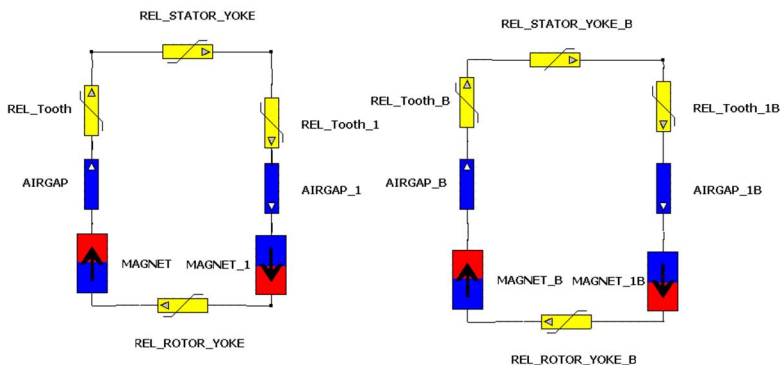


Figura 4.1 - Rede de relutâncias duplicada para a otimização de gamas.

Quanto às equações, repetem-se as mesmas aplicadas ao modelo de otimização. A modificação feita nesta etapa apenas inclui a duplicação de todos os parâmetros que envolvem o comprimento de pacote da máquina ou os condutores. As dimensões que tratam apenas da seção transversal são mantidas como parâmetro único, e utilizadas para ambas as máquinas. O código completo deste modelo é apresentado no apêndice C. Além disso, devem ser duplicados também os parâmetros que envolvem a potência da máquina e a velocidade da mesma, pois estas são as diferenças conceituais entre os geradores. Uma última diferença é encontrada na função objetivo da otimização. Desta vez, a variável a ser minimizada é a soma dos custos dos geradores A e B.

Uma vez compilado o modelo que contempla o conjunto de geradores, parte-se para o processo de otimização. O procedimento utilizado no capítulo anterior é repetido: são impostas as condições sobre cada parâmetro de entrada e saída, e o modelo é otimizado. Na sequência, o número de condutores em cada ranhura é forçado a possuir um valor inteiro, e, por fim, a seção de cobre dos condutores tem seu valor fixado de modo a assumir um valor comercial. Vale lembrar que, os condutores são diferentes para as máquinas, logo, estes dois parâmetros a serem discretizados para obtenção do projeto final terão valores específicos para cada máquina. No caso aqui apresentado, ao

fim da otimização de gama, o Gerador A possui 52 condutores em cada ranhura, enquanto o Gerador B possui 41. Além disso, a seção de cobre dos condutores do primeiro gerador é de $2,835 \text{ mm}^2$, ao passo que o segundo possui condutores de seção $3,941 \text{ mm}^2$.

Como este modelo utiliza as mesmas equações apresentadas no capítulo 3, os resultados a vazio serão omitidos, pois estes tem sua maior utilidade na validação das equações. Portanto, serão apresentados apenas os resultados da simulação com carga.

4.3 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO COM CARGA NOMINAL

4.3.1 Gerador de 3 kW

Os resultados obtidos para este caso são apresentados nas figuras a seguir, e a tabela 29 compreende o resumo dos mesmos, assim como feito no capítulo anterior.

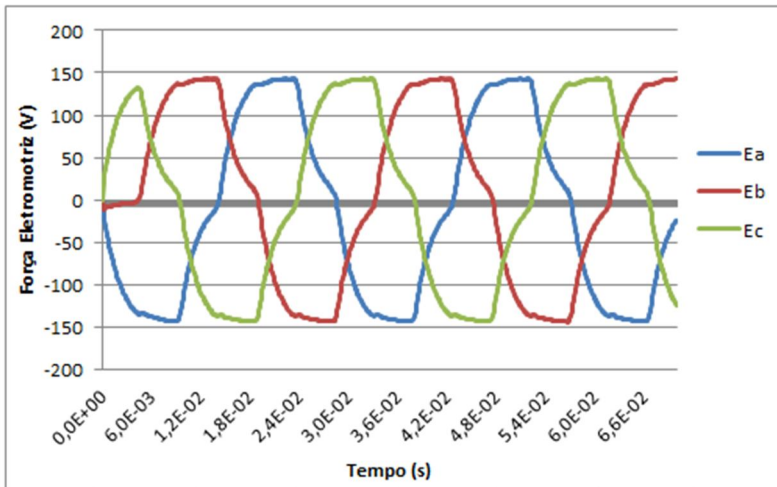


Figura 4.2 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.

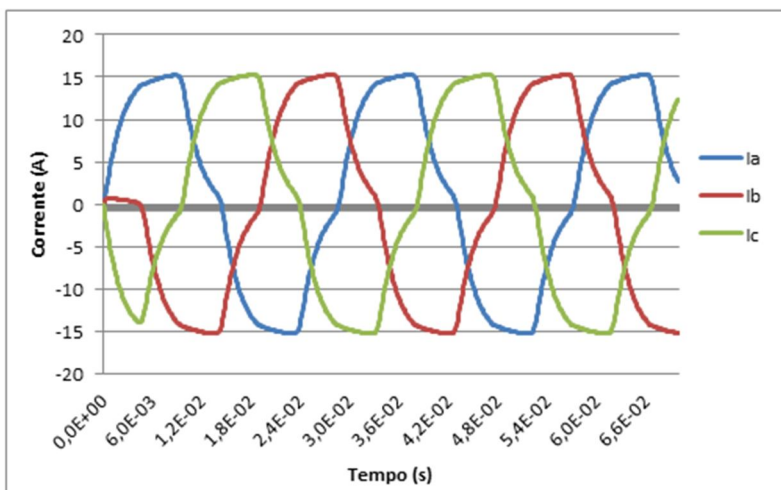


Figura 4.3 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.

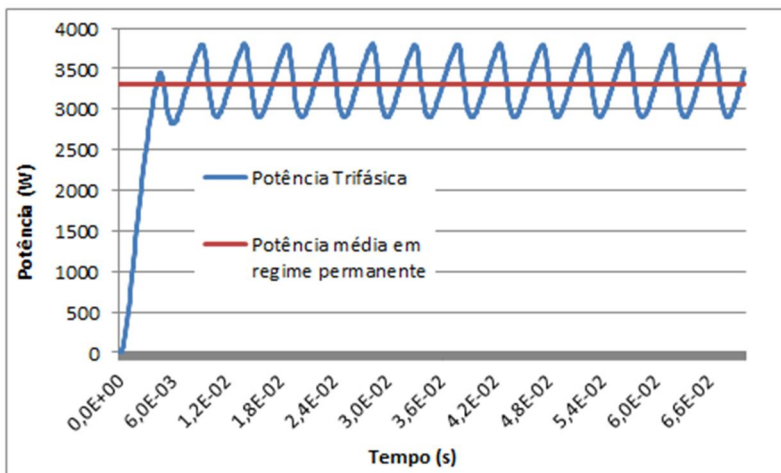


Figura 4.4 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.

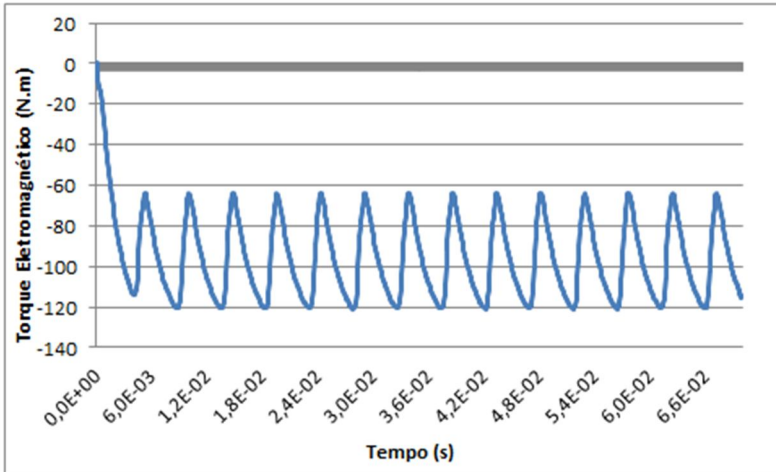


Figura 4.5 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador A.

Tabela 29 - Comparação dos resultados das simulações entre otimização simples e otimização de gama para o Gerador A.

	Otimização Simples	Otimização de Gama	Diferença
fem_{in-RMS}	106,22 V	106,31 V	0,08%
I_{R-RMS}	11,180 A	11,186 A	0,05%
P_{Load}	3309,14 W	3311,83 W	0,08%
T_n	96,93 N.m	97,14 N.m	0,22%
P_{emag}	3552,68 W	3560,37 W	0,22%
η	0,9314	0,9302	0,13%
Ct_{mat}	361,83 US\$	367,24 US\$	1,49%

Se tratando de modelos que utilizam das mesmas equações, e como a diferença entre as máquinas do conjunto não é muito acentuada, era de se esperar que os valores fossem próximos dos obtidos anteriormente. O custo aumentou em 1,49% em relação ao modelo otimizado individualmente, porém, se comparado ao modelo de dimensionamento, ainda representa uma redução de 9,15%.

4.3.2 Gerador de 4 kW

Novamente, os resultados serão exibidos por meio dos gráficos e tabelas que representam as grandezas de maior interesse.

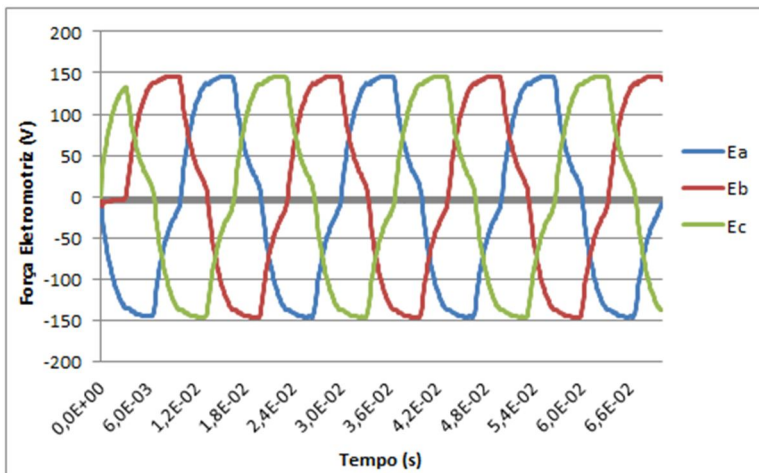


Figura 4.6 - Força Eletromotriz para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.

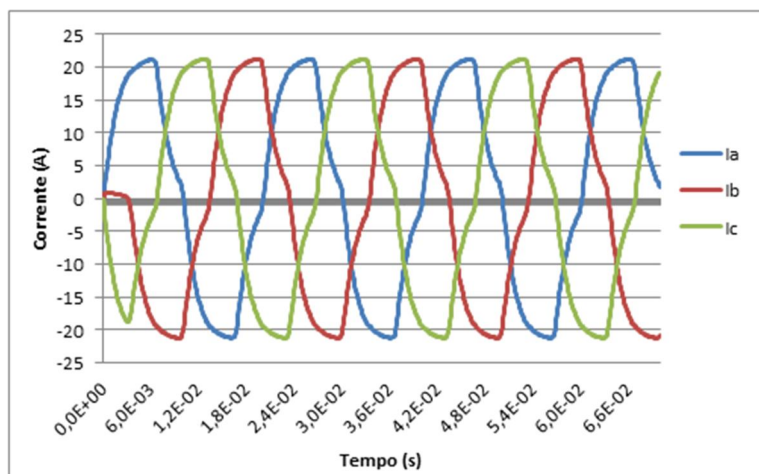


Figura 4.7 - Corrente para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.

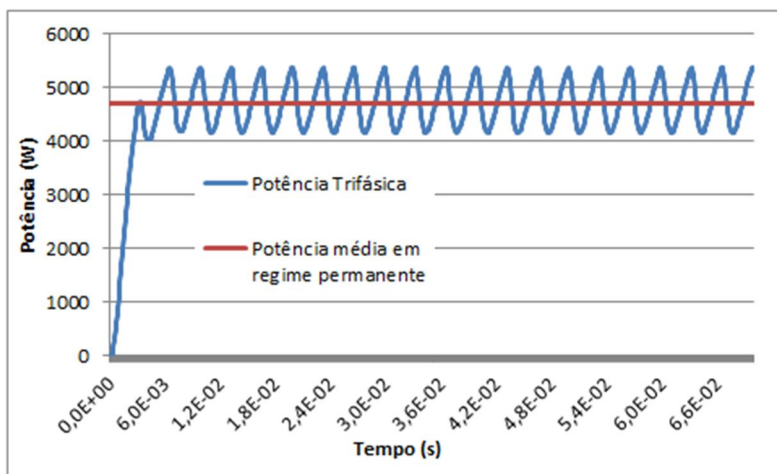


Figura 4.8 - Potência para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.

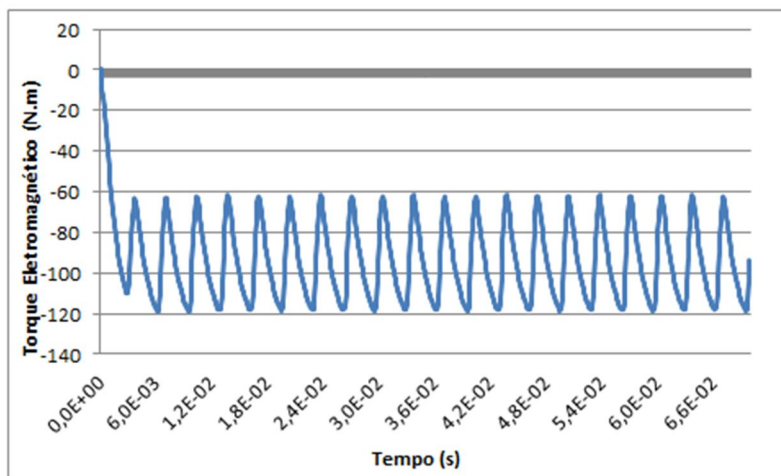


Figura 4.9 - Torque para simulação de operação com carga do modelo de otimização de gama do gerador B.

Tabela 30 - Comparação dos resultados das simulações entre otimização simples e otimização de gama para o Gerador B.

	Otimização Simples	Otimização de Gama	Diferença
fem_{In-RMS}	104,01 V	107,77 V	3,61%
I_{R-RMS}	14,897 A	15,385 A	3,27%
P_{Load}	4432,72 W	4713,40 W	6,33%
T_n	89,22 N.m	94,70 N.m	6,14%
P_{emag}	4671,40 W	4958,49 W	6,14%
η	0,9489	0,9506	0,18%
C_{tmat}	337,99 US\$	343,36 US\$	1,59%

Desta vez, o custo teve um aumento semelhante ao caso anterior, de 1,59% em relação ao modelo otimizado, correspondente a 11,52% em relação ao modelo de dimensionamento. Porém, neste caso a capacidade de produção de torque da máquina teve um acréscimo de aproximadamente 6%, justificando o aumento de preço.

4.4 CONCLUSÕES

Neste capítulo foi apresentado o conceito de Otimização de Gamas, e o mesmo foi aplicado a um conjunto de geradores de potências e velocidades diferentes, de modo a obter duas máquinas com peças de montagem compartilhadas entre si, com exceção dos condutores.

Os resultados obtidos, em uma primeira avaliação, não aparentam trazer quaisquer vantagens, pois consistem em projetos cujos materiais envolvidos possuem custos mais elevados se comparados aos projetos otimizados individualmente.

Entretanto, os materiais não compreendem todos os custos envolvidos no processo produtivo. Além destes, devem ser levados em conta a confecção das lâminas de ferro para montagem dos estatores e rotores, a organização e armazenagem dos estoques de peças, os recursos humanos envolvidos, dentre outros. Assim, ampliando o escopo considerado, a existência de um modelo único de chapas de ferro traz velocidade e facilidade na produção das máquinas.

Analisando os fatores citados, e com o pequeno aumento de custo apresentado ao final do capítulo, a otimização de gamas pode elevar a qualidade geral de projeto, principalmente em fabricantes de menor porte que não produzam as próprias lâminas de ferro.

5 CONCLUSÃO

Neste trabalho é proposta uma metodologia completa de projeto para geradores síncronos a ímãs permanentes. Os projetos são iniciados com algumas especificações mínimas de desempenho, e com equações e na sequência é otimizado para ter seu custo reduzido sem deixar de atender as especificações iniciais. A cada etapa, os resultados são analisados com o auxílio do método de elementos finitos. Além disso, o texto traz uma breve introdução ao conceito de Otimização de Gamas, que consiste na aplicação de métodos de otimização a conjuntos de projetos ao invés de cada projeto individualmente.

Os primeiros modelos apresentados, chamados de modelos de dimensionamento, foram desenvolvidos de forma analítica. Os resultados obtidos com as equações trazem um gerador bastante correspondente com o projeto proposto, o que foi verificado pela análise com o método de elementos finitos.

De modo a atingir a máxima qualidade de projeto com o menor custo, o software CADES foi aplicado, utilizando métodos de otimização numérica para atingir o objetivo citado. A comparação entre os resultados obtidos com a otimização e os resultados do modelo de dimensionamento mostrou que este tipo de modelo realmente traz vantagens para o projeto, proporcionando máquinas com maiores capacidades de geração de energia com custos inferiores aos obtidos anteriormente. Além disso, foi demonstrado que, para o caso estudado, a utilização de enrolamentos com apenas uma camada de condutores em cada ranhura resulta em um projeto mais eficiente, além de facilitar na montagem dos geradores.

Por fim, o conceito de otimização de gamas introduziu uma nova visão para o desenvolvimento paralelo de projetos de geradores distintos, onde mais de uma máquina é otimizada simultaneamente.

A verificação ao final do capítulo 4 demonstrou que a utilização da otimização de gamas é válida, pois, apesar de trazer resultados aparentemente inferiores aos obtidos com a otimização individual, deve-se considerar o processo produtivo como um todo. O benefício da redução de variedade de peças, auxiliando no trabalho de confecção e armazenamento em estoque de cada componente da máquina é uma vantagem considerável. Em um primeiro estudo, a aplicação deste conceito é especialmente interessante para fabricantes de menor porte,

devido à possibilidade de compartilhamento de peças entre máquinas distintas.

Com a conclusão deste trabalho pode-se perceber que a metodologia empregada no escopo deste texto reduz consideravelmente o tempo de projeto, pois elimina a necessidade de que sejam refeitas quaisquer etapas do projeto, devido ao fato da otimização forçar que as grandezas de interesse adotem os valores esperados, além de reduzir o nível de heurística empregado durante os cálculos. A otimização de gamas também mostra resultados bastante significativos, apesar de ser um conceito ainda pouco explorado no que tange os projetos de máquinas elétricas.

Assim, o conteúdo deste trabalho deixa em aberto um leque de possibilidades de estudos futuros, como:

- Aplicação da metodologia de projeto a outros tipos de máquinas diferentes de geradores síncronos;
- Desenvolvimento de modelos magnéticos dinâmicos para acoplamento ao método de otimização;
- Aprimoramento das equações de modo a incluir modelos térmicos, simulação de perdas, e outros parâmetros que enriqueçam e aperfeiçoem os modelos propostos;
- Aplicação da Otimização de Gamas à novos conjuntos de máquinas, contendo um número maior de amostras, ou com maior nível de discrepância entre seus parâmetros.

APÊNDICE A – CÁLCULO DE INDUTÂNCIAS PARA MÁQUINA DE CAMADA SIMPLES

O cálculo da indutância síncrona da máquina de camada simples leva em consideração três termos:

- Indutâncias própria e mútua de entreferro L_g e M_g ;
- Indutância própria de dispersão de ranhura L_u ;
- Indutância de cabeça de bobina L_{end} .

Cada um destes termos é calculado separadamente, e contribui para o valor total da indutância. As equações são fornecidas em [3] e [4].

A.1 INDUTÂNCIA PRÓPRIA DE ENTREFERRO

A indutância própria do entreferro é calculada estabelecendo apenas uma bobina nas ranhuras da máquina, e a partir daí obter o valor do fluxo criado por esta bobina que atravessa o entreferro, sendo assim possível o posterior cálculo desta primeira parcela da indutância.

Considerando a permeabilidade do ferro da máquina como infinita, o campo magnético H_g que cruza o entreferro pode ser escrito como:

$$H_g = \frac{N_{eb} \cdot I}{2 \cdot g''} \quad (A.1)$$

Calculando o enlace de fluxo magnético nesta bobina, tem-se:

$$g'' = a_g + h_m$$

$$\lambda = N_{eb} \cdot B_g \cdot S = N_{eb} \cdot \mu_0 \cdot H_g \cdot S = \frac{N_{eb} \cdot \mu_0 \cdot N_{eb} \cdot I \cdot S}{2 \cdot g''} \quad (A.2)$$

A área do entreferro atravessada pelo fluxo é dada por $S = \pi \cdot R_{is} \cdot L_{stk}$, sendo R_{is} o raio interno do estator e L_{stk} o comprimento axial da máquina. Logo:

$$\lambda = \frac{\mu_0 \cdot N_{eb}^2 \cdot I \cdot \pi \cdot R_{is} \cdot L_{stk}}{2 \cdot g} \quad (A.3)$$

$$Lg = \frac{\lambda}{I} = \frac{\pi \cdot \mu_0 \cdot N_{eb}^2 \cdot L_{stk} \cdot R_{is}}{2 \cdot g} \quad (A.4)$$

A.2 INDUTÂNCIA MÚTUA DE ENTREFERRO

A indutância mútua de entreferro é obtida estendendo-se o raciocínio utilizado para a indutância própria, como mostrado em [6]. Assim:

$$Mg = - \frac{Lg}{3} \quad (A.5)$$

A.3 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DE RANHURA

Para o cálculo da indutância de dispersão de ranhura, é necessário o conhecimento do coeficiente de permeância de ranhura P_{slot} . Tal termo corresponde à área atravessada e ao caminho percorrido pelo fluxo magnético através da ranhura. A equação geral para a indutância de dispersão de ranhura é dada por:

$$L_u = \mu_0 \cdot L_{stk} \cdot Ncr^2 \cdot P_{slot} \quad (A.6)$$

Para a distribuição de condutores encontrada neste caso, o coeficiente de permeância de ranhura vale:

$$P_{slot} = \frac{2 \cdot S_d}{3 \cdot (h_a + h_b)} + \frac{h_{tt}}{w} \quad (A.7)$$

Logo:

$$L_u = \mu_0 \cdot L_{stk} \cdot N_{cr}^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot S_d}{3 \cdot (h_a + h_b)} + \frac{h_{tt}}{w} \right) \quad (A.8)$$

A.4 INDUTÂNCIA DE CABEÇA DE BOBINA

A indutância de cabeça de bobina, para um enrolamento de camada única, é calculada utilizando o arco formado entre as ranhuras correspondentes a um passo de bobina. Para este arco, são utilizados o raio médio da ranhura r_w , a abertura angular do passo de bobina α e o raio médio geométrico da espira GMD , e tais valores são incluídos na seguinte fórmula:

$$L_{end} = \frac{\mu_0 \cdot N_{cr}^2 \cdot r_w \cdot \alpha}{2} \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot r_w \cdot \alpha}{GMD} - 2 \right) \quad (A.9)$$

O raio médio geométrico da espira é calculado pela expressão $GMD = 0,447 \cdot \sqrt{S_{ran}}$.

De posse destes valores, é possível determinar a indutância própria de fase L_{aa} e a indutância síncrona L_{sync} do gerador de camada simples pelas expressões:

$$L_{aa} = L_g + L_u + L_{end} \quad (A.10)$$

$$L_{sync} = L_{aa} - M_g \quad (A.11)$$

APÊNDICE B – CÁLCULO DE INDUTÂNCIAS PARA MÁQUINA DE CAMADA DUPLA

O cálculo da indutância síncrona da máquina de camada simples leva em consideração três termos:

- Indutâncias própria e mútua de entreferro L_g e M_g ;
- Indutâncias própria e mútua de dispersão de ranhura L_u e M_u ;
- Indutância de cabeça de bobina L_{end} .

Cada um destes termos é calculado separadamente, e contribui para o valor total da indutância. As equações são fornecidas em [3] e [4].

B.1 INDUTÂNCIA PRÓPRIA DE ENTREFERRO

A indutância própria do entreferro é calculada estabelecendo apenas uma bobina nas ranhuras da máquina, e a partir daí obter o valor do fluxo criado por esta bobina que atravessa o entreferro, sendo assim possível o posterior cálculo desta primeira parcela da indutância.

Considerando a permeabilidade do ferro da máquina como infinita, o campo magnético que cruza o entreferro pode ser escrito como:

$$H_g = \frac{N_{eb} \cdot I}{2 \cdot g''} \quad (B.1)$$

Calculando o enlace de fluxo magnético nesta bobina, tem-se:

$$g'' = a_g + h_m$$

$$\lambda = N_{eb} \cdot B_g \cdot S = N_{eb} \cdot \mu_0 \cdot H_g \cdot S = \frac{N_{eb} \cdot \mu_0 \cdot N_{eb} \cdot I \cdot S}{2 \cdot g''} \quad (B.2)$$

A área do entreferro atravessada pelo fluxo é dada por $S = \pi \cdot R_{is} \cdot L_{stk}$, sendo R_{is} o raio interno do estator e L_{stk} o comprimento axial da máquina. Logo:

$$\lambda = \frac{\mu_0 \cdot N_{eb}^2 \cdot I \cdot \pi \cdot R_{is} \cdot L_{stk}}{2 \cdot g''} \quad (B.3)$$

$$Lg = \frac{\lambda}{I} = \frac{\pi \cdot \mu_0 \cdot N_{eb}^2 \cdot L_{stk} \cdot R_{is}}{2 \cdot g''} \quad (B.4)$$

Tais resultados levam em consideração uma configuração de apenas uma ranhura por polo por fase. Para o caso atual, cada fase é alocada na metade superior de uma ranhura, e na metade inferior da ranhura subsequente. Desta forma, apesar do não preenchimento da totalidade da ranhura, para o entreferro isso representa uma utilização de duas ranhuras por polo por fase. Assim, para este caso, é utilizado o número total de espiras em uma fase, além da inclusão de um fator de correção na equação apresentada, sendo o resultado final dado por:

$$L_g = \frac{\pi \cdot \mu_0 \cdot N_{ef}^2 \cdot L_{stk} \cdot R_{is}}{2 \cdot p^2 \cdot g''} \cdot 0,833 \quad (B.5)$$

B.2 INDUTÂNCIA MÚTUA DE ENTREFERRO

Em se tratando de duas fases simultaneamente, cada conjunto de ranhuras adjacentes é preenchido por quatro condutores: dois referentes à fase A, por exemplo, e outros dois referentes à fase B, dispostos da seguinte forma:

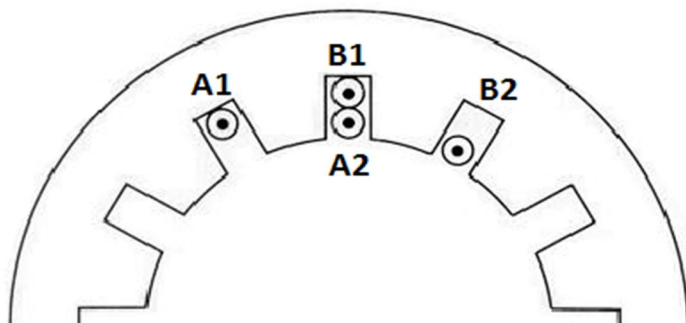


Figura B.1 - Distribuição dos condutores das fases A e B em ranhuras adjacentes para geradores de camada dupla.

Assim, para o cálculo de indutância mútua, serão obtidas de forma separada as indutâncias mútuas entre cada grupo de dois condutores de fases diferentes, totalizando quatro indutâncias (A1-B1, A1-B2, A2-B1, A2-B2). A equação geral para o cálculo das mútuas é:

$$M_{g12} = \frac{\mu_0 \cdot N_{cr1} \cdot N_{cr2} \cdot L_{stk} \cdot R_{is}}{g''} \cdot \left[\left(1 - \frac{\alpha_1}{2} \right) \cdot (\theta_{R1} - \theta_{G2}) - \frac{\alpha_1}{2} \cdot (\theta_{R2} - \theta_{R1}) \right] \quad (B.6)$$

Onde:

N_{cr1} = número de condutores por ranhura da fase A;

N_{cr2} = número de condutores por ranhura da fase B;

θ_{R1} = ângulo do condutor de retorno da fase A;

θ_{G1} = ângulo do condutor de ida da fase A;

θ_{R2} = ângulo do condutor de retorno da fase B;

θ_{G2} = ângulo do condutor de ida da fase B;

$\alpha_R = \frac{(\theta_R - \theta_G)}{\pi}$ = abertura angular do passo de bobina.

B.3 INDUTÂNCIA DE DISPERSÃO DE RANHURA

Para o cálculo da indutância de dispersão de ranhura, é necessário o conhecimento do coeficiente de permeância de ranhura P_{slot} . Tal termo

corresponde à área atravessada e ao caminho percorrido pelo fluxo magnético através da ranhura. A equação geral para a indutância de dispersão de ranhura é dada por:

$$L_u = \mu_0 \cdot L_{stk} \cdot N_{cr}^2 \cdot P_{slot} \quad (B.7)$$

Este fator é dado de forma diferente para as duas posições possíveis dos enrolamentos dentro das ranhuras, e também possui valores para a região dos bicos de ranhura. Para este caso, são utilizadas “meias-ranhuras” para alocar os enrolamentos, num total equivalente ao dobro do número de ranhuras. Cada fase ocupa um terço deste total. Ou seja, cada fase ocupa um número de metades inferiores de ranhura igual a um terço do número de ranhuras da máquina, e o mesmo vale para metades superiores (12 porções inferiores e 12 superiores, para este caso de 36 ranhuras). Os coeficientes de permeância de ranhura utilizados neste caso são:

- P_{slot} para metade inferior: $\frac{2S_d}{3h_b}$
- P_{slot} para metade superior: $\frac{S_d}{6h_a}$
- P_{slot} para a região do bico da ranhura: $\frac{h_{tt}}{w}$

Considerando 12 bobinas ocupando porções inferiores de ranhuras, e outras 12 ocupando porções superiores, e sabendo que todas contêm bicos, a fórmula final para o cálculo da indutância de dispersão de ranhura fica:

$$L_u = \frac{N_{ran}}{m_f} \cdot \mu_0 \cdot L_{stk} \cdot \left(\frac{N_{cr}}{2} \right)^2 \cdot \left(\frac{2S_d}{3h_b} + \frac{S_d}{6h_a} + \frac{2h_{tt}}{w} \right) \quad (B.8)$$

B.4 INDUTÂNCIA MÚTUA DE DISPERSÃO DE RANHURA

Para a indutância mútua de dispersão de ranhura, deve-se avaliar as ranhuras que possuem condutores tanto da fase A quanto da fase B, totalizando 12 ranhuras por fase. O cálculo prossegue da mesma maneira apresentada anteriormente, apenas com a modificação do valor apropriado de P_{slot} . Com o valor adquirido em [3], a indutância mútua de dispersão de ranhura se dá por:

$$M_u = -12 \cdot \mu_0 \cdot L_{\text{stk}} \cdot \left(\frac{N_{\text{cr}}}{2} \right)^2 \cdot \left(\frac{2S_d}{4(h_a + h_b)} \right) \quad (\text{B.9})$$

B.5 INDUTÂNCIA DE CABEÇA DE BOBINA

A indutância de cabeça de bobina, para um enrolamento de camada única, é calculada utilizando o arco formado entre as ranhuras correspondentes a um passo de bobina. Para este arco, são utilizados o raio médio da ranhura r_w , a abertura angular do passo de bobina α e o raio médio geométrico da espira GMD , e tais valores são incluídos na seguinte fórmula:

$$L_{\text{end}} = \frac{\mu_0 \cdot \left(\frac{N_{\text{cr}}}{2} \right)^2 \cdot r_w \cdot \alpha}{2} \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot r_w \cdot \alpha}{GMD} - 2 \right) \quad (\text{B.10})$$

O raio médio geométrico da espira é calculado pela expressão $GMD = 0,447 \cdot \sqrt{S_{\text{ran}}}$.

A diferença é que neste caso temos o dobro de bobinas envolvidas, cada uma ocupando metade da área da ranhura. Para levar tal peculiaridade em consideração, são feitos dois cálculos paralelos: ambos com o mesmo número de bobinas do caso de camada única, e com metade da área da ranhura, porém um com raio médio no centro da metade inferior da ranhura, e o outro no centro da metade superior.

Assim, a indutância de cabeça de bobina é calculada da seguinte forma:

$$r_w \alpha_1 = \left(\frac{D_{sr}}{2} - \frac{S_d}{4} \right) \cdot \frac{C_{sp} \cdot 2\pi}{N_{ran}} \quad \text{e} \quad r_w \alpha_2 = \left(\frac{D_{sr}}{2} - \frac{3S_d}{4} \right) \cdot \frac{C_{sp} \cdot 2\pi}{N_{ran}}$$

$$L_{end1} = \frac{N_b}{m_f} \cdot \mu_0 \cdot \left(\frac{N_{cr}}{2} \right)^2 \cdot r_w \alpha_1 \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot r_w \alpha_1 \cdot 10^3}{0,4447 \cdot \sqrt{S_{ran}} / 2} - 2 \right) \quad (\text{B.11})$$

$$L_{end2} = \frac{N_b}{m_f} \cdot \mu_0 \cdot \left(\frac{N_{cr}}{2} \right)^2 \cdot r_w \alpha_2 \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot r_w \alpha_2 \cdot 10^3}{0,4447 \cdot \sqrt{S_{ran}} / 2} - 2 \right) \quad (\text{B.12})$$

$$L_{end} = L_{end1} + L_{end2} \quad (\text{B.13})$$

De posse destes valores, é possível determinar a indutância própria de fase L_{aa} e a indutância síncrona L_{sync} do gerador de camada dupla pelas expressões:

$$L_{aa} = L_g + L_u + L_{end} \quad (\text{B.14})$$

$$L_{sync} = L_{aa} - M_g - M_u \quad (\text{B.15})$$

APÊNDICE C – CÓDIGO DO ARQUIVO .SML PARA GERADOR DE CAMADA SIMPLES

O código aqui apresentado se refere ao caso da otimização da gama de dois geradores. Para trabalhar com otimização individual, basta a remoção dos termos relacionados ao modelo B.

```
// Importação do modelo do Reluctool
import ".\gip_2g.rlt";
//Definição das constantes
pi=3.141592653;
//Definição das dimensões envolvidas no modelo do Reluctool
L_AIRGAP=ag;
S_AIRGAP=(Dre+ag)/2*tetair*Lstk/2;
S_AIRGAP_B=(Dre+ag)/2*tetair*Lstk_B/2;
L_REL_Tooth=ld;
S_REL_Tooth=bd*Lstk;
S_REL_Tooth_B=bd*Lstk_B;
L_REL_STATOR_YOKE=pi*(Dsr+hys)/(Nran/2);
S_REL_STATOR_YOKE=hys*Lstk;
S_REL_STATOR_YOKE_B=hys*Lstk_B;
L_REL_ROTOR_YOKE=pi*(Dri+hyr)/(Nran/2);
S_REL_ROTOR_YOKE=hyr*Lstk;
S_REL_ROTOR_YOKE_B=hyr*Lstk_B;
Magnet_Sa=(Dre-hm*2/3)/2*(tetair*Lstk/2);
Magnet_Sa_B=(Dre-hm*2/3)/2*(tetair*Lstk_B/2);
// Declaração dos parâmetros de entrada do modelo Reluctool que serão
utilizados neste modelo
// Estes parâmetros devem ser declarados na mesma ordem em que
aparecem na calculadora do Reluctool
RelSat=gip_2g(aefcad,Br,hm,0,0,Jsefcad,L_AIRGAP,L_REL_ROTOR_
YOKE,L_REL_STATOR_YOKE,L_REL_Tooth,Magnet_Sa,Magnet_S
a_B,murefcad,murm,Ncr,Ncr_B,S_AIRGAP,S_AIRGAP_B,S_REL_R
OTOR_YOKE,S_REL_ROTOR_YOKE_B,S_REL_STATOR_YOKE,
S_REL_STATOR_YOKE_B,S_REL_Tooth,S_REL_Tooth_B);
```

```

// Definição dos Parâmetros de saída
flux_R_AIRGAP=RelSat.flux_R_AIRGAP;
//Pc é o coeficiente de permeancia Pc=hm/ag
Pc=10;
//ag entreferro
ag=hm/Pc;
//Passo polar (polar pitch) - taug [graus mec]
taug=360/(2*p);
//ReducPM=percentagem do passo polar largura imas
//Largura dos imas (magnets arc) - tetaig [graus mec]
tetaig=taug*ReducPM;
//Largura dos imas (magnets arc) - tetair [rad mec]
tetair=tetaig*pi/180;
//Numero de ranhuras
Nran=2*p*q*mf;
//Numero de condutores na ranhura
Ncr=Z/Nran;
Ncr_B=Z_B/Nran;
//Secao de cobre na ranhura
Scu=Ncr*Sfio;
Scu_B=Ncr_B*Sfio_B;
//Fator de enchimento da ranhura
Sf=Scu/Sran;
Sf_B=Scu_B/Sran;
//Diametro interno do estator
Dis=Dre+2*ag;
//Diametro do estator no topo das ranhuras
Dste=Dis+2*(htt+hctt);
//Passo de ranhura em mm na altura do topo das ranhuras
Spte=pi*Dste/Nran;
//Largura da ranhura no topo da ranhura
ha=Spte-bd;
//Largura da ranhura no bottom da ranhura
hb=sqrt(4*tan(alphaspr/2)*Sran+pow(ha,2));
//Passo de ranhura em graus mec.

```



```

alphasp=360/Nran;
//Passo de ranhura em rad mec.
alphaspr=alphasp*pi/180;
//Altura da ranhura
Sd=(2*Sran)/(ha+hb);
//Altura total da ranhura incluindo os tooth tip
ld=Sd+htt+hctt;
Dsr=Dste+2*Sd;
Des=Dsr+2*hys;
Drai=Dre-2*hm;
Dri=Drai-2*hyr;
//phiSol fluxo no entreferro em frente a um dente = meio ímã - (Wb)
phiSol=RelSat.flux_R_AIRGAP;
phiSol_B=RelSat.flux_R_AIRGAP_B;
Bg=phiSol/(S_AIRGAP*1e-6);
Bg_B=phiSol_B/(S_AIRGAP_B*1e-6);
Bd=phiSol/(S_REL_Tooth*1e-6);
Bd_B=phiSol_B/(S_REL_Tooth_B*1e-6);
Bys=phiSol/(S_REL_STATOR_YOKE*1e-6);
Bys_B=phiSol_B/(S_REL_STATOR_YOKE_B*1e-6);
Byr=phiSol/(S_REL_ROTOR_YOKE*1e-6);
Byr_B=phiSol_B/(S_REL_ROTOR_YOKE_B*1e-6);
//phim fluxo total de um ímã que passa por dentro de uma bobina - (Wb)
phim=phiSol*2;
phim_B=phiSol_B*2;
//enlace de fluxo com uma bobina por polo - (Wb.esp)
flux_pole=Ncr*phim;
flux_pole_B=Ncr_B*phim_B;
//enlace de fluxo com uma fase - (Wb.esp)
flux_phase=p*flux_pole;
flux_phase_B=p*flux_pole_B;
//dTeta corresponde ao ângulo entre os ímãs (rad eletr)
dTeta=pi-(tetaig*p)/180*pi;
//omegam é velocidade de rotação mecânica (rad mec/s)
omegam=n*pi/30;

```

```

omegam_B=n_B*pi/30;
//f é a frequência da fem
f=n*2*p/120;
f_B=n_B*2*p/120;
//EMF_In é a fem linha-neutro de pico (altura do plateau)
//Kcf é o fator de correção do efeito da reação da armadura
EMF_In= flux_phase/dTeta*omegam*p;
EMF_In_B= flux_phase_B/dTeta*omegam_B*p;
//EMF line-neutral rms
EMF_In_rms=EMF_In/Kce;
EMF_In_rms_B=EMF_In_B/Kce;
//Phasor Diagram
Delta=asin(Ir*Xs/EMF_In_rms);
Deltag=Delta*180/pi;
Delta_B=asin(Ir_B*Xs/EMF_In_rms_B);
Deltag_B=Delta_B*180/pi;
Vfn_rms=(EMF_In_rms)*cos(Delta)-Ir*R1f;
Vfn_B_rms=(EMF_In_rms_B)*cos(Delta_B)-Ir_B*R1f_B;
//VL é a tensão no lado DC da ponta retificadora de diodos que deve ser
igual a 220 V
VL=Vfn_rms*sqrt(3)*(3*sqrt(2)/pi);
VL_B=Vfn_B_rms*sqrt(3)*(3*sqrt(2)/pi);
//Implicit (não se pode escrever: Ir=Vfn_rms/RL pois há uma condição
implícita)
//RL é a resistência de uma fase da carga resistiva trifásica em Y
Cimp=Ir-Vfn_rms/RL;
Cimp_B=Ir_B-Vfn_B_rms/RL_B;
//Impoe-se FobSim=0
FobSim=pow(Cimp,2)+pow(Cimp_B,2);
//Jfio densidade de corrente no fio (A/mm2)
Jfio=Ir/Sfio;
Jfio_B=Ir_B/Sfio_B;
//Volume do rotor (mm3)
Vr=pi*pow(Dre,2)/4*Lstk;
Vr_B=pi*pow(Dre,2)/4*Lstk_B;

```

```

//TRV torque per rotor volume (1e-3 para conveter Nm para kN.m)
TRV=(Tn*1e-3)/(Vr*1e-9);
TRV_B=(Tn_B*1e-3)/(Vr_B*1e-9);
//Dfio Diametro dos condutores (mm2)
Dfio=sqrt(4/pi*Sfio);
Dfio_B=sqrt(4/pi*Sfio_B);
//Ncf numero de condutores por fase
Ncf=Z/3;
Ncf_B=Z_B/3;
//Nb numero de bobinas
Nb=mf*p;
//Neb numero de espiras por bobina
Neb=Z/(2*Nb);
Neb_B=Z_B/(2*Nb);
//Nef numero de espiras por fase
Nef=Z/(2*mf);
Nef_B=Z_B/(2*mf);
//Jn densidade de corrente na ranhura (A/mm2)
Jb=(Ncr*Ir)/Sran;
Jb_B=(Ncr_B*Ir_B)/Sran;
//Sp passo da ranhura na altura do entreferro (slot pitch) (mm)
Sp=pi*Dis/Nran;
//Densidades dos materiais (g/cm3)
rhom=7.4;
rhofo=7.7;
rhocu=8.92;
//Volume de ferro na coroa do rotor
VFeyr=pi/4*(pow(Drai,2)-pow(Dri,2))*Lstk*1e-3;
VFeyr_B=pi/4*(pow(Drai,2)-pow(Dri,2))*Lstk_B*1e-3;
//massa de ferro na coroa do rotor (kg)
mFeyr=VFeyr*rhofo*1e-3;
mFeyr_B=VFeyr_B*rhofo*1e-3;
// comprimento dos arcos nas bordas superior e inferior da coroa do
estator
bmt=Drai*tetair;

```

```

bmb=Dri*tetair;
//Volume dos imas
Vpm=1/4*(pow(Dre,2)-pow(Drai,2))*Lstk*ReducPM*pi*1e-3;
Vpm_B=1/4*(pow(Dre,2)-pow(Drai,2))*Lstk_B*ReducPM*pi*1e-3;
//massa dos imas (kg)
mpm=Vpm*rhom*1e-3;
mpm_B=Vpm_B*rhom*1e-3;
//Volume de ferro na coroa do estator
VFeys=pi/4*(pow(Des,2)-pow(Dsr,2))*Lstk*1e-3;
VFeys_B=pi/4*(pow(Des,2)-pow(Dsr,2))*Lstk_B*1e-3;
//massa de ferro na coroa do estator (kg)
mFeys=VFeys*rhofs*1e-3;
mFeys_B=VFeys_B*rhofs*1e-3;
//Volume de ferro nos dentes
VFed=Lstk*Nran*(bd*Sd+((alphaspr-w)+bd)/2*hctt+(alphaspr-w)*htt)*1e-3;
VFed_B=Lstk_B*Nran*(bd*Sd+((alphaspr-w)+bd)/2*hctt+(alphaspr-w)*htt)*1e-3;
//massa de ferro nos dentes (kg)
mFed=rhofs*VFed*1e-3;
mFed_B=rhofs*VFed_B*1e-3;
//coil slot pitch – passo de bobina em numero de ranhuras
Csp=3;
//Correcao de 1.2x devido a dificuldades de manipulacao das bobinas na fabricacao
//MLT mean length turn
MLT=1.2*(2*(Lstk+9.525)+2*(Csp*2*pi)/Nran*(Dsr/2-Sd/2));
MLT_B=1.2*(2*(Lstk_B+9.525)+2*(Csp*2*pi)/Nran*(Dsr/2-Sd/2));
//Volume de cobre
Vcu=MLT*Z/2*Sfio*1e-3;
Vcu_B=MLT_B*Z_B/2*Sfio_B*1e-3;
//massa de cobre (kg)
mCu=Vcu*rhocu*1e-3;
mCu_B=Vcu_B*rhocu*1e-3;
//Massa total de materiais na máquina

```

```

Mt=mFeyr+mpm+mFeys+mFed+mcu;
Mt_B=mFeyr_B+mpm_B+mFeys_B+mFed_B+mcu_B;
//Resistencia de uma fase
//resistividade do cobre (ohm.m)
taucu=1.759*1e-8;
R1f=(Nef*MLT*taucu*1e-3)/(Sfio*1e-6);
R1f_B=(Nef_B*MLT_B*taucu*1e-3)/(Sfio_B*1e-6);
//Perdas ohmicas
Pcu=3*R1f*pow(Ir,2);
Pcu_B=3*R1f_B*pow(Ir_B,2);
//Perdas no ferro
//Perdas por histerese (W/kg) utilizadas no EFCAD para o ferro E230
pHy=1.65578;
//Perdas por correntes de Foucault (W/kg) utilizadas no EFCAD para o
ferro E230
pFt=0.6975;
//Fator de perdas empiricos aproximados (Grauers Eqs. 5.59 pag. 65 do
pdf)
//para a coroa do estator
kHyys=2;
kFtys=1.8;
//para os dentes
kHyd=1.2;
kFtd=1.5;
//Perdas na coroa do estator (Grauers Eqs. 5.57 e 5.58)
PHyys=kHyys*mFeys*pHy*(f/50)*pow((Bys/1.5),2);
PHyys_B=kHyys*mFeys_B*pHy*(f_B/50)*pow((Bys_B/1.5),2);
PFtys=kFtys*mFeys*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bys/1.5),2);
PFtys_B=kFtys*mFeys_B*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bys_B/1.5),2);
//Perdas nos dentes do estator (Grauers Eqs. 5.60 e 5.61)
PHyd=kHyd*mFed*pHy*(f/50)*pow((Bd/1.5),2);
PHyd_B=kHyd*mFed_B*pHy*(f_B/50)*pow((Bd_B/1.5),2);
PFtd=kFtd*mFed*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bd/1.5),2);
PFtd_B=kFtd*mFed_B*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bd_B/1.5),2);
spFtm=100*1e-6;

```

```

PFtm=spFtm*2*p*bmb*Lstk;
PFtm_B=spFtm*2*p*bmb*Lstk_B;
//Segundo Grauers seria 20%, segundo o EFCAD deveria ser 10%, será
adotado 10%
Pad=0.1*(PHyys+PFtys+PHyd+PFtd);
Pad_B=0.1*(PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B);
Pfe=PHyys+PFtys+PHyd+PFtd+PFtm+Pad;
Pfe_B=PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B+PFtm_B+Pad_B;
Perdas=Pcu+PHyys+PFtys+PHyd+PFtd+PFtm+Pad;
Perdas_B=Pcu_B+PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B+PFtm_B+Pad
_B;
//Pemag
Pemag=Pload+Perdas;
Pemag_B=Pload_B+Perdas_B;
//Torque Nominal (N.m)
Tn=Pemag/omegam;
Tn_B=Pemag_B/omegam_B;
//Potencia de carga (W)
Pload=3*pow(Vfn_rms,2)/RL;
Pload_B=3*pow(Vfn_B_rms,2)/RL_B;
//Ife corrente de perdas no ferro (A)
Ife=Pfe/3/EMF_In_rms;
Ife_B=Pfe_B/3/EMF_In_rms_B;
//eta rendimento
eta=Pload/(Pload+Perdas);
eta_B=Pload_B/(Pload_B+Perdas_B);
//Calculo Termico
Sext=(pi/2*pow(Des,2)+pi*Des*Lstk)*1e-6;
Tcu=20+Perdas/(10*Sext);
Sext_B=(pi/2*pow(Des,2)+pi*Des*Lstk_B)*1e-6;
Tcu_B=20+Perdas_B/(10*Sext_B);
//Volume total da maquina (cm3)
VtMaq=(pi/4)*pow(Des,2)*Lstk*1e-3;
VtMaq_B=(pi/4)*pow(Des,2)*Lstk_B*1e-3;
//massa total de ferro(kg)

```

```

mtFe=mFeyr+mFeys+mFed;
mtFe_B=mFeyr_B+mFeys_B+mFed_B;
//Custo
CcFe=mtFe*Cfe*Cambio;
CcFe_B=mtFe_B*Cfe*Cambio;
CcImas=mpm*Cpm*Cambio;
CcImas_B=mpm_B*Cpm*Cambio;
CcCu=mcu*CCu*Cambio;
CcCu_B=mcu_B*CCu*Cambio;
Ctmat=CcImas+CcFe+CcCu;
Ctmat_B=CcImas_B+CcFe_B+CcCu_B;
Fob=Ctmat+Ctmat_B;
//Indutancia de entreferro
Lg=(pi*(4*pi*1e-7)*pow(Nef,2)*Lstk*1e-3*((Dis*1e-3)/2))/(2*pow(p,2)*(ag+hm)*1e-3);
Mg=-Lg/3;
Lg_B=(pi*(4*pi*1e-7)*pow(Nef_B,2)*Lstk_B*1e-3*((Dis*1e-3)/2))/(2*pow(p,2)*(ag+hm)*1e-3);
Mg_B=-Lg_B/3;
//indutancia de dispersao de ranhura
Lu=4*mf/Nran*4*pi*1e-7*Lstk*1e-3*pow(Nef,2)*(2*Sd/(3*(ha+hb))+htt/w);
Lu_B=4*mf/Nran*4*pi*1e-7*Lstk_B*1e-3*pow(Nef_N,2)*(2*Sd/(3*(ha+hb))+htt/w);
//indutancia de cabeca de bobina
rwalfa=(Dsr/2-Sd/2)*1e-3*(Csp*2*pi)/Nran;
Lend=Nb/mf*((4*pi*1e-7)*pow(Ncr,2)*rwalfa)/2*log((4*rwalfa)/(0.447*1e-3*sqrt(Sran))-2);
Lend_B=Nb_B/mf*((4*pi*1e-7)*pow(Ncr_B,2)*rwalfa)/2*log((4*rwalfa)/(0.447*1e-3*sqrt(Sran))-2);
//indutancia por fase
Laa=Lg+Lu+Lend;
Laa_B=Lg_B+Lu_B+Lend_B;
//indutancia sincrona
Lsync=Laa-Mg;

```

```
Lsync_B=Laa_B-Mg_B;  
//reatancia sincrona  
Xs=Lsync*2*pi*f;  
Xs_B=Lsync_B*2*pi*f_B;
```


APÊNDICE D – CÓDIGO DO ARQUIVO .SML PARA O GERADOR DE CAMADA DUPLA

Novamente, o código aqui apresentado se refere ao caso da otimização da gama de dois geradores. Para trabalhar com otimização individual, basta a remoção dos termos relacionados ao modelo B.

```
// Importação do modelo do Reluctool
import ".\gip_2g_cd.rlt";
//Definição das Constantes
pi=3.141592653;
// Definição das dimensões envolvidas no modelo do Reluctool
L_Rel_Stator_Yoke=pi*((Des+Dsr)/2)/Nran;
S_Rel_Stator_Yoke=hys*Lstk;
S_Rel_Stator_Yoke_B=hys*Lstk_B;
L_Rel_Tooth=ld;
S_Rel_Tooth_c=bd*Lstk;
S_Rel_Tooth=bd*Lstk/2;
S_Rel_Tooth_c_B=bd*Lstk_B;
S_Rel_Tooth_B=bd*Lstk_B/2;
Tb=(pi*Dis)/Nran-w;
Tb2=((Dis/2)*(tetair/2)-Tb/2-w);
Tb3=(Tb+bd)/2;
L_Rel_Shoe=htt+hctt;
S_Rel_Shoe_c=(bd+Tb2)*Lstk/2;
S_Rel_Shoe=(bd+Tb)*Lstk/4;
S_Rel_Shoe_c_B=(bd+Tb2)*Lstk_B/2;
S_Rel_Shoe_B=(bd+Tb)*Lstk_B/4;
L_Airgap=ag;
S_Airgap_c=Tb2*Lstk;
S_Airgap=(Tb/2)*Lstk;
S_Airgap_c_B=Tb2*Lstk_B;
S_Airgap_B=(Tb/2)*Lstk_B;
Magnet_Sa_lr=Tb2*Lstk;
Magnet_Sa_lc=w*Lstk;
```

```

Magnet_Sa_ll=Tb/2*Lstk;
Magnet_Sa_lr_B=Tb*2*Lstk_B;
Magnet_Sa_lc_B=w*Lstk_B;
Magnet_Sa_ll_B=Tb/2*Lstk_B;
L_Rotor_Yoke=3*pi*((Dri+Drai)/2)/Nran;
S_Rotor_Yoke=hyr*Lstk;
S_Rotor_Yoke_B=hyr*Lstk_B;
S_Airgap_F=Lstk*w/2;
S_Airgap_F_B=Lstk_B*w/2;
// Declaração dos parâmetros de entrada do modelo Reluctool que serão
utilizados neste modelo
// Estes parâmetros devem ser declarados na mesma ordem em que
aparecem na calculadora do Reluctool
RelSat=gip_2g_cd(aefcad,Br,hm,Jsefcad,L_Airgap,L_Rel_Shoe,L_Rel_
Stator_Yoke,L_Rel_Tooth,L_Rotor_Yoke,Lstk,Lstk_B,Magnet_Sa_lc,
Magnet_Sa_lc_B,Magnet_Sa_ll,Magnet_Sa_ll_B,Magnet_Sa_lr,Magnet
_Sa_lr_B,murefcad,murm,S_Airgap,S_Airgap_B,S_Airgap_c,S_Airgap
_c_B,S_Airgap_F,S_Airgap_F_B,S_Rel_Shoe,S_Rel_Shoe_B,S_Rel_S
hoe_c,S_Rel_Shoe_c_B,S_Rel_Stator_Yoke,S_Rel_Stator_Yoke_B,S_
Rel_Tooth,S_Rel_Tooth_B,S_Rel_Tooth_c,S_Rel_Tooth_c_B,S_Rotor
_Yoke,S_Rotor_Yoke_B,w);
// Definição dos parâmetros de saída
//Pc é o coeficiente de permeancia Pc=hm/ag
Pc=10;
//ag entreferro
ag=hm/Pc;
//Passo polar (polar pitch) - taug [graus mec]
taug=360/(2*p);
//ReducPM=percentagem do passo polar largura imas
//Largura dos imas (magnets arc) - tetaig [graus mec]
tetaig=taug*ReducPM;
//Largura dos imas (magnets arc) - tetair [rad mec]
tetair=tetaig*pi/180;
//Numero de ranhuras
Nran=2*p*q*mf;

```

```

//Numero de condutores na ranhura
Z=Ncr*Nran;
Z_B=Ncr_B*Nran;
//Secao de cobre na ranhura
Scu=Ncr*Sfio;
Scu_B=Ncr_B*Sfio_B;
//Fator de enchimento da ranhura
Sf=Scu/Sran;
Sf_B=Scu_B/Sran;
//Diametro interno do estator
Dis=Dre+2*ag;
//Diametro do estator no topo das ranhuras
Dste=Dis+2*(htt+hctt);
//Passo de ranhura em mm na altura do topo das ranhuras
Spte=pi*Dste/Nran;
//Largura da ranhura no topo da ranhura
ha=Spte-bd;
//Largura da ranhura no bottom da ranhura
hb=sqrt(4*tan(alphaspr/2)*Sran+pow(ha,2));
//Passo de ranhura em graus mec.
alphasp=360/Nran;
//Passo de ranhura em rad mec.
alphaspr=alphasp*pi/180;
//Altura da ranhura
Sd=(2*Sran)/(ha+hb);
//Altura total da ranhura incluindo os tooth tip
ld=Sd+htt+hctt;
Dsr=Dste+2*Sd;
Des=Dsr+2*hys;
Drai=Dre-2*hm;
Dri=Drai-2*hyr;
//Inducao no entreferro
Bg_ll=RelSat.flux_R_Airgap_ll*1e6/S_Airgap;
Bg_F_ll=RelSat.flux_R_Airgap_F_ll*1e6/S_Airgap_F;
Bg_F_cl=RelSat.flux_R_Airgap_F_cl*1e6/S_Airgap_F;

```

```

Bg_cl=RelSat.flux_R_Airgap_cl*1e6/S_Airgap_c;
Bg=(Bg_ll+Bg_F_ll+Bg_F_cl+Bg_cl)/4;
Bd_l=RelSat.flux_R_Tooth_l*1e6/S_Rel_Tooth;
Bd_cl=RelSat.flux_R_Tooth_cl*1e6/S_Rel_Tooth_c;
Bys=RelSat.flux_R_Stator_Yoke_c/(S_Rel_Stator_Yoke*1e-6);
Byr=RelSat.flux_R_Rotor_Yoke/(S_Rotor_Yoke*1e-6);
//
Bg_ll_B=RelSat.flux_R_Airgap_ll_B*1e6/S_Airgap_B;
Bg_F_ll_B=RelSat.flux_R_Airgap_F_ll_B*1e6/S_Airgap_F_B;
Bg_F_cl_B=RelSat.flux_R_Airgap_F_cl_B*1e6/S_Airgap_F_B;
Bg_cl_B=RelSat.flux_R_Airgap_cl_B*1e6/S_Airgap_c_B;
Bg_B=(Bg_ll_B+Bg_F_ll_B+Bg_F_cl_B+Bg_cl_B)/4;
Bd_l_B=RelSat.flux_R_Tooth_l_B*1e6/S_Rel_Tooth_B;
Bd_cl_B=RelSat.flux_R_Tooth_cl_B*1e6/S_Rel_Tooth_c_B;
Bys_B=RelSat.flux_R_Stator_Yoke_c_B*1e6/S_Rel_Stator_Yoke_B;
Byr_B=RelSat.flux_R_Rotor_Yoke_B*1e6/S_Rotor_Yoke_B;
//Lambda_max=enlace de fluxo maximo total de 2 fases em serie
//Ncr numero de condutores em uma ranhura (uma bobina camada
inferior +
//outra bobina camada superior na ranhura seguinte)
Lambda_max=p*Ncr*(2*RelSat.flux_R_Tooth_l+2*RelSat.flux_R_Tooth_r+RelSat.flux_R_Tooth_cl+RelSat.flux_R_Tooth_cr);
Lambda_max_B=p*Ncr_B*(2*RelSat.flux_R_Tooth_l_B+2*RelSat.flux_R_Tooth_r_B+RelSat.flux_R_Tooth_cl_B+RelSat.flux_R_Tooth_cr_B);
//FEM 2 fases em serie
dTeta=pi-(tetair*p);
//omegam é velocidade de rotação mecânica (rad mec/s)
omegam=n*pi/30;
omegam_B=n_B*pi/30;
EMF_ll=(Lambda_max/dTeta)*(omegam*p);
EMF_ll_B=(Lambda_max_B/dTeta)*(omegam_B*p);
//f é a frequência da fem
f=n*2*p/120;
f_B=n_B*2*p/120;

```

```

//EMF line-neutral rms
EMF_In_rms=EMF_II_rms/1.732;
EMF_II_rms=EMF_II/Kce;
EMF_In_rms_B=EMF_II_rms_B/1.732;
EMF_II_rms_B=EMF_II_B/Kce_B;
//Phasor Diagram
Delta=asin(Ir*Xs/EMF_In_rms);
Deltag=Delta*180/pi;
Delta_B=asin(Ir_B*Xs_B/EMF_In_rms_B);
Deltag_B=Delta_B*180/pi;
Vfn_rms=(EMF_In_rms)*cos(Delta)-Ir*R1f;
Vfn_rms_B=(EMF_In_rms_B)*cos(Delta_B)-Ir_B*R1f_B;
//VL é a tensão no lado DC da ponta retificadora de diodos que deve ser
igual a 220 V
VL=Vfn_rms*sqrt(3)*(3*sqrt(2)/pi);
VL_B=Vfn_rms_B*sqrt(3)*(3*sqrt(2)/pi);
//Implicit (não se pode escrever: Ir=Vfn_rms/RL pois há uma condição
implícita)
Cimp=Ir-Vfn_rms/RL;
Cimp_B=Ir_B-Vfn_rms_B/RL_B;
//Impoe-se FobSim=0
FobSim=pow(Cimp,2)+pow(Cimp_B,2);
Fob=Ctmat+Ctmat_B;
//Jfio densidade de corrente no fio (A/mm2)
Jfio=Ir/Sfio;
Jfio_B=Ir_B/Sfio_B;
//Volume do rotor (mm3)
Vr=pi*pow(Dre,2)/4*Lstk;
Vr_B=pi*pow(Dre,2)/4*Lstk_B;
//TRV torque per rotor volume (1e-3 para conveter Nm para kN.m)
TRV=(Tn*1e-3)/(Vr*1e-9);
TRV_B=(Tn_B*1e-3)/(Vr_B*1e-9);
//Dfio Diametro dos condutores (mm2)
Dfio=sqrt(4/pi*Sfio);
Dfio_B=sqrt(4/pi*Sfio_B);

```

```

//Ncf numero de condutores por fase
Ncf=Z/3;
Ncf_B=Z_B/3;
//Nb numero de bobinas
Nb=2*mf*p;
//Neb numero de espiras por bobina
Neb=Z/(2*Nb);
Neb_B=Z_B/(2*Nb);
//Nef numero de espiras por fase
Nef=Z/(2*mf);
Nef_B=Z_B/(2*mf);
//Jn densidade de corrente na ranhura (A/mm2)
Jb=(Ncr*Ir)/Sran;
Jb_B=(Ncr_B*Ir_B)/Sran;
//Sp passo da ranhura na altura do entreferro (slot pitch) (mm)
Sp=pi*Dis/Nran;
//Densidades dos materiais (g/cm3)
rhom=7.4;
rhofe=7.7;
rhocu=8.92;
//Volume de ferro na coroa do rotor
VFeyr=pi/4*(pow(Drai,2)-pow(Dri,2))*Lstk*1e-3;
VFeyr_B=pi/4*(pow(Drai,2)-pow(Dri,2))*Lstk_B*1e-3;
//massa de ferro na coroa do rotor (kg)
mFeyr=VFeyr*rhofe*1e-3;
mFeyr_B=VFeyr_B*rhofe*1e-3;
// comprimento dos arcos nas bordas superior e inferior da coroa do
estator
bmt=Drai*tetair;
bmb=Dri*tetair;
//Volume dos imas
Vpm=1/4*(pow(Dre,2)-pow(Drai,2))*Lstk*ReducPM*pi*1e-3;
Vpm_B=1/4*(pow(Dre,2)-pow(Drai,2))*Lstk_B*ReducPM*pi*1e-3;
//massa dos imas (kg)
mpm=Vpm*rhom*1e-3;

```

```

mpm_B=Vpm_B*rhom*1e-3;
//Volume de ferro na coroa do estator
VFeys=pi/4*(pow(Des,2)-pow(Dsr,2))*Lstk*1e-3;
VFeys_B=pi/4*(pow(Des,2)-pow(Dsr,2))*Lstk_B*1e-3;
//massa de ferro na coroa do estator (kg)
mFeys=VFeys*rhofs*1e-3;
mFeys_B=VFeys_B*rhofs*1e-3;
//Volume de ferro nos dentes
VFed=Lstk*Nran*(bd*Sd+((alphaspr-w)+bd)/2*hctt+(alphaspr-
w)*htt)*1e-3;
VFed_B=Lstk_B*Nran*(bd*Sd+((alphaspr-w)+bd)/2*hctt+(alphaspr-
w)*htt)*1e-3;
//massa de ferro nos dentes (kg)
mFed=rhofs*VFed*1e-3;
mFed_B=rhofs*VFed_B*1e-3;
//coil slot pitch – passo de bobina em numero de ranhuras
Csp=3;
//Correcao de 1.2x devido a dificuldades de manipulacao das bobinas na
fabricacao
//MLT mean length turn
MLT=1.2*(2*(Lstk+9.525)+2*(Csp*2*pi)/Nran*(Dsr/2-Sd/2));
MLT_B=1.2*(2*(Lstk_B+9.525)+2*(Csp*2*pi)/Nran*(Dsr/2-Sd/2));
//Volume de cobre
Vcu=MLT*Z/2*Sfio*1e-3;
Vcu_B=MLT_B*Z_B/2*Sfio_B*1e-3;
//massa de cobre (kg)
mCu=Vcu*rhocu*1e-3;
mCu_B=Vcu_B*rhocu*1e-3;
//Massa total de materiais na máquina
Mt=mFeyr+mpm+mFeys+mFed+mCu;
Mt_B=mFeyr_B+mpm_B+mFeys_B+mFed_B+mCu_B;
//Resistencia de uma fase
//resistividade do cobre (ohm.m)
taucu=1.759*1e-8;
R1f=(Nef*MLT*taucu*1e-3)/(Sfio*1e-6);

```

```

R1f_B=(Nef_B*MLT_B*taucu*1e-3)/(Sfio_B*1e-6);
//Perdas ohmicas
Pcu=3*R1f*pow(Ir,2);
Pcu_B=3*R1f_B*pow(Ir_B,2);
//Perdas no ferro
//Perdas por histerese (W/kg) utilizadas no EFCAD para o ferro E230
pHy=1.65578;
//Perdas por correntes de Foucault (W/kg) utilizadas no EFCAD para o
ferro E230
pFt=0.6975;
//Fator de perdas empiricos aproximados (Grauers Eqs. 5.59 pag. 65 do
pdf)
//para a coroa do estator
kHyys=2;
kFtys=1.8;
//para os dentes
kHyd=1.2;
kFtd=1.5;
//Perdas na coroa do estator (Grauers Eqs. 5.57 e 5.58)
PHyys=kHyys*mFeys*pHy*(f/50)*pow((Bys/1.5),2);
PFtys=kFtys*mFeys*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bys/1.5),2);
PHyys_B=kHyys*mFeys_B*pHy*(f_B/50)*pow((Bys_B/1.5),2);
PFtys_B=kFtys*mFeys_B*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bys_B/1.5),2);
//Perdas nos dentes do estator (Grauers Eqs. 5.60 e 5.61)
PHyd=kHyd*mFed*pHy*(f/50)*pow((Bd_cl/1.5),2);
PFtd=kFtd*mFed*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bd_cl/1.5),2);
spFtm=100*1e-6;
PFtm=spFtm*2*p*bmb*Lstk;
PHyd_B=kHyd*mFed_B*pHy*(f_B/50)*pow((Bd_cl_B/1.5),2);
PFtd_B=kFtd*mFed_B*pFt*pow((f/50),2)*pow((Bd_cl_B/1.5),2);
PFtm_B=spFtm*2*p*bmb*Lstk_B;
//Segundo Grauers seria 20%, segundo o EFCAD deveria ser 10%, será
adotado 10%
Pad=0.1*(PHyys+PFtys+PHyd+PFtd);
Pfe=PHyys+PFtys+PHyd+PFtd+PFtm+Pad;

```



```

Perdas=Pcu+PHyys+PFtys+PHyd+PFtd+PFtm+Pad;
Pad_B=0.1*(PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B);
Pfe_B=PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B+PFtm_B+Pad_B;
Perdas_B=Pcu_B+PHyys_B+PFtys_B+PHyd_B+PFtd_B+PFtm_B+Pad
_B;
//Pemag
Pemag=Pload+Perdas;
Pemag_B=Pload_B+Perdas_B;
//Torque Nominal (N.m)
Tn=Pemag/omegam;
Tn_B=Pemag_B/omegam_B;
//Potencia de carga (W)
Pload=3*pow(Vfn_rms,2)/RL;
Pload_B=3*pow(Vfn_rms_B,2)/RL_B;
//Ife corrente de perdas no ferro (A)
Ife=Pfe/3/EMF_In_rms;
Ife_B=Pfe_B/3/EMF_In_rms_B;
//eta rendimento
eta=Pload/(Pload+Perdas);
eta_B=Pload_B/(Pload_B+Perdas_B);
//Volume total da maquina (cm3)
VtMaq=(pi/4)*pow(Des,2)*Lstk*1e-3;
VtMaq_B=(pi/4)*pow(Des,2)*Lstk_B*1e-3;
//massa total de ferro(kg)
mtFe=mFeyr+mFeys+mFed;
mtFe_B=mFeyr_B+mFeys_B+mFed_B;
//Custo
CcFe=mtFe*Cfe*Cambio;
CcFe_B=mtFe_B*Cfe*Cambio;
CcImas=mpm*Cpm*Cambio;
CcImas_B=mpm_B*Cpm*Cambio;
CcCu=mcu*CCu*Cambio;
CcCu_B=mcu_B*CCu*Cambio;
Ctmat=CcImas+CcFe+CcCu;
Ctmat_B=CcImas_B+CcFe+CcCu;

```

//Indutancia de entreferro

$$Lg = (\pi * (4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Nef}, 2) * \text{Lstk} * 1e-3 * ((\text{Dis} * 1e-3) / 2)) / (2 * \text{pow}(p, 2) * (\text{ag} + \text{hm}) * 1e-3) * 0.833;$$

$$\text{Mg} = -2.618 * (4 * \pi * 1e-7 * \text{pow}(\text{Ncr}, 2) / 4 * \text{Lstk} * 1e-3 * \text{Dis} / 2 / (\text{ag} + \text{hm}));$$

$$Lg_B = (\pi * (4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Nef_B}, 2) * \text{Lstk_B} * 1e-3 * ((\text{Dis} * 1e-3) / 2)) / (2 * \text{pow}(p, 2) * (\text{ag} + \text{hm}) * 1e-3) * 0.833;$$

$$\text{Mg_B} = -2.618 * (4 * \pi * 1e-7 * \text{pow}(\text{Ncr_B}, 2) / 4 * \text{Lstk_B} * 1e-3 * \text{Dis} / 2 / (\text{ag} + \text{hm}));$$

//indutancia de dispersao de ranhura

$$\text{Lu} = \text{Nran} / \text{mf} * 4 * \pi * 1e-7 * \text{Lstk} * 1e-3 * \text{pow}(\text{Ncr}, 2) / 4 * (2 * \text{Sd} / (3 * \text{hb}) + \text{Sd} / (6 * \text{ha}) + 2 * \text{htt} / \text{w});$$

$$\text{Mu} = -\text{Nran} / \text{mf} * 4 * \pi * 1e-7 * \text{Lstk} * 1e-3 * \text{pow}(\text{Ncr}, 2) / 4 * (\text{Sd} / (2 * (\text{hb} + \text{ha})));$$

$$\text{Lu_B} = \text{Nran} / \text{mf} * 4 * \pi * 1e-7 * \text{Lstk_B} * 1e-3 * \text{pow}(\text{Ncr_B}, 2) / 4 * (2 * \text{Sd} / (3 * \text{hb}) + \text{Sd} / (6 * \text{ha}) + 2 * \text{htt} / \text{w});$$

$$\text{Mu_B} = -\text{Nran} / \text{mf} * 4 * \pi * 1e-7 * \text{Lstk_B} * 1e-3 * \text{pow}(\text{Ncr_B}, 2) / 4 * (\text{Sd} / (2 * (\text{hb} + \text{ha})));$$

//indutancia de cabeca de bobina

$$\text{rwalfa1} = (\text{Dsr} / 2 - \text{Sd} / 4) * 1e-3 * (\text{Csp} * 2 * \pi) / \text{Nran};$$

$$\text{rwalfa2} = (\text{Dsr} / 2 - 3 * \text{Sd} / 4) * 1e-3 * (\text{Csp} * 2 * \pi) / \text{Nran};$$

$$\text{Lend1} = \text{Nb} / 2 / \text{mf} * ((4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Ncr}, 2) / 4 * \text{rwalfa1}) / 2 * \log((4 * \text{rwalfa1}) / (0.447 * 1e-3 * \text{sqrt}(\text{Sran} / 2)) - 2);$$

$$\text{Lend2} = \text{Nb} / 2 / \text{mf} * ((4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Ncr}, 2) / 4 * \text{rwalfa2}) / 2 * \log((4 * \text{rwalfa2}) / (0.447 * 1e-3 * \text{sqrt}(\text{Sran} / 2)) - 2);$$

$$\text{Lend} = \text{Lend1} + \text{Lend2};$$

$$\text{Lend1_B} = \text{Nb} / 2 / \text{mf} * ((4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Ncr_B}, 2) / 4 * \text{rwalfa1}) / 2 * \log((4 * \text{rwalfa1}) / (0.447 * 1e-3 * \text{sqrt}(\text{Sran} / 2)) - 2);$$

$$\text{Lend2_B} = \text{Nb} / 2 / \text{mf} * ((4 * \pi * 1e-7) * \text{pow}(\text{Ncr_B}, 2) / 4 * \text{rwalfa2}) / 2 * \log((4 * \text{rwalfa2}) / (0.447 * 1e-3 * \text{sqrt}(\text{Sran} / 2)) - 2);$$

$$\text{Lend_B} = \text{Lend1_B} + \text{Lend2_B};$$

//indutancia por fase

$$\text{Laa} = \text{Lg} + \text{Lu} + \text{Lend};$$

```
Laa_B=Lg_B+Lu_B+Lend_B;  
//indutancia sincrona  
Lsync=Laa-Mg-Mu;  
Lsync_B=Laa_B-Mg_B-Mu_B;  
//reatancia sincrona  
Xs=Lsync*2*pi*f;  
Xs_B=Lsync_B*2*pi*f_B;
```


REFERÊNCIAS

- [1] CARLSON, R. ; WURTZ, F. ; VOLTOLINI, Hélio . *Sizing and optimization models: design of a set of two permanent magnet generators*. In: XXth International Conference on Electrical Machines ICEM 2012 (02 a 05/09/2012), 2012, Marseille/França. Anais de Congresso, 2012. v. 1. p. 1356-1361.
- [2] BRISSET, S.; BROCHET, P. *Analytical model for the optimal design of a brushless DC wheel motor*. COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, Vol. 24 p. 829 – 848, 2005.
- [3] HENDERSHOT JR., J. R.; MILLER, T. J. *Design of Brushless Permanent-Magnet Motors*. Oxford, Magna Physics Publishing and Clarendon Press, 1994.
- [4] HANSELMAN, D. *Brushless Permanent Magnet Motor Design*. Lebanon, Magna Physics Publishing, 2006.
- [5] FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR., C.; UMANS, S. *Máquinas Elétricas: com introdução à eletrônica de potência*. Porto Alegre, Bookman, 6 ed., 2006.
- [6] DA LUZ, M. V., CARLSON, R. *Tópicos Especiais em Eletromagnetismo Aplicado I: Acionamentos Elétricos*. Apostila do curso de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, UFSC, Florianópolis, 2011.
- [7] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T.; HRABOVCOVÁ, v. “*Design of Rotating Electrical Machines*”. New York, John Wiley & Sons, 2009.
- [8] MILLER, T. J. *Brushless Permanent-Magnet and Reluctance Motor Drives*. Oxford, Clarendon Press, 1989.
- [9] VEIGA, T. N. A. *Projeto de Geradores Síncronos a Ímãs Permanentes para Aplicações em Sistemas Eólicos*. Dissertação de Mestrado – Florianópolis , UFSC, 2011.

- [10] BASTOS, J. P. A. *Eletromagnetismo para engenharia: estática e quase estática*. Florianópolis, Editora da UFSC, 3 ed., 2012.
- [11] GRAUERS, A. *Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines*. Tese de Doutorado – Göteborg, Chalmers University of Technology, 1996.
- [12] BASTOS, J. P. A.; SADOWSKI, N. *Electromagnetic Modeling by Finite Element Methods*. New York, Marcel Dekker Inc., 2003.
- [13] GRUCAD. EFCAD (*Electromagnetic Fields Computer Aided Design*). *Finite Element 2D System for Electromagnetic and Thermal Field Analysis*. UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina, version 6.0 - 2002. www.grucad.ufsc.br.
- [14] RAO, S. S. *Engineering Optimization: Theory and Practice*. Hoboken, John Wiley & Sons Inc., 4 Ed., 2009.
- [15] EMETOR: *Online software for designing electric motors and generators*. 2009. www.emetor.com.
- [16] CADES: *Component Architecture for Design of Engineering Systems*. 2012. <www.cades-solutions.com>.
- [17] CADES. *Guide d'utilisation*. Grenoble, 2011.
- [18] WEG. *Manual de Bobinagem: Motores Elétricos de Indução*. Jaraguá do Sul, 2005.
- [19] SENSANGA, N. *Optimisation de Gammes: Application à la Conception des Machines Synchrones à Concentration de Flux*. Tese de Doutorado – Grenoble, EEATS-INPG, 2011.