

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ

JOEL FERRARI CARVALHO

**PROJETO ÓTIMO DE GERADOR SÍNCRONO COM ENROLAMENTO DE CAMPO
PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA**

PATO BRANCO

2021

JOEL FERRARI CARVALHO

**PROJETO ÓTIMO DE GERADOR SÍNCRONO COM ENROLAMENTO DE CAMPO
PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA**

**OPTIMUM DESIGN OF A WINDED SYNCHRONOUS GENERATOR INTENDED TO
WIND-POWERED MICRO GENERATION**

Trabalho de conclusão de curso de graduação apresentado como requisito para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR).

Orientador(a): José Fabio Kolzer.

PATO BRANCO

2021



[4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/)

Esta licença permite remixe, adaptação e criação a partir do trabalho, para fins não comerciais, desde que sejam atribuídos créditos ao(s) autor(es). Conteúdos elaborados por terceiros, citados e referenciados nesta obra não são cobertos pela licença.

JOEL FERRARI CARVALHO

**PROJETO ÓTIMO DE GERADOR SÍNCRONO COM ENROLAMENTO DE CAMPO
PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA**

Trabalho de Conclusão de Curso de Graduação
apresentado como requisito para obtenção do título de
Bacharel em Engenharia Elétrica da Universidade
Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR).

Data de aprovação: 26/novembro/2021

José Fabio Kolzer
Doutorado
Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Edwin Choque Pillco
Doutorado
Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Jorge Luis Roel Ortiz
Doutorado
Universidade Tecnológica Federal do Paraná

PATO BRANCO

2021

A todos que tiveram paciência em me auxiliar na
graduação.

AGRADECIMENTOS

Enorme agradecimento a meu pai Wilson, à minha mãe Rita e a todos da família por se esforçarem além do comum para me ajudar sempre que necessário.

Agradeço os professores que se dedicaram e tiveram paciência em me ensinar, em especial o Argentino que me ajudou por anos.

Agradeço meus médicos Dra. Milena e o Dr. Heidwaldo pelo apoio e ajuda.

Agradeço aos meus colegas de estudo e amigos que fiz neste período na faculdade: Bruno, Eduardo, Diogo, Igor, Jéverton, Murilo e Fellipe.

Work hard, try your best, and enjoy the good fortune if it comes your way, but don't depend on it. And don't think if it doesn't, you are somehow less worthy or solely to blame. I see that now.
(Pantano, 2020).

RESUMO

O avanço de tecnologias renováveis de geração de energia está num movimento crescente, com destaque para a geração eólica – que obteve maior investimento dentre elas em 2020. Neste texto são abordadas as modelagens de dimensionamento e de otimização de uma máquina síncrona de rotor bobinado; especificamente é apresentada a topologia de um aerogerador de polos salientes de baixa rotação como exemplo. Neste processo são adotadas considerações que tornem possível o cálculo analítico da primeira iteração da máquina. São utilizados *softwares* de desenho e de cálculos para dar suporte ao desenvolvimento. Por fim é simulada a máquina em questão no EFCAD e obtêm-se resultados de forma de onda de tensão, indução magnética, indutâncias entre outros. Em sequência faz-se o *skew* no gerador para diminuir os harmônicos de tensão, repetindo esse mesmo processo. Repete-se mais uma vez o processo na última iteração, a máquina ótima, obtida no *software* otimizador CADES por meio de um código escrito pelo autor que contém as equações necessárias para a otimização. Os resultados demonstram uma progressiva melhora em alguns dos principais parâmetros do aerogerador. Na conclusão, as três iterações são brevemente comparadas e são sugeridas melhorias para um trabalho posterior.

Palavras-chave: aerogerador; polos salientes; gerador síncrono; máquina ótima.

ABSTRACT

The advancement of renewable power generation technologies is in a growing movement, especially wind power – which achieved the highest investment among them in 2020. This paper talks about the design of both the size defining model and the optimum model of a winded rotor synchronous machine; more specifically it talks about the design of a salient pole, low powered wind turbine. Assumptions are made to make the math feasible for the first analytical iteration. Drawing and calculation softwares are used to help the development of this paper. Later on, EFCAD is used to simulate the generator, which gives results on voltage waves, magnetic induction, inductances amongst others. Then a procedure called skewing takes place on the second iteration to lower the voltage harmonics, and the same development process done on the first iteration is done on this second one. This process is repeated on the last iteration, the optimum generator, obtained through CADES through a code written by the author which includes all the necessary equations for optimization. Results show a progressive improvement on some of the main parameters of the machine. Lastly the three iterations are put against each other for comparison's sake and some possible improvements are suggested for some next work.

Keywords: wind power turbine; salient pole; synchronous generator; optimum generator.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Circuito unifilar de uma máquina síncrona de polos salientes	25
Figura 2 - Diagrama fasorial de uma máquina síncrona de (a) polos salientes e (b) polos lisos.....	26
Figura 3 - Diagrama fasorial simplificado da máquina síncrona de polos salientes (a) genérico, (b) para $X_s = 1$ p.u.....	28
Figura 4 - Linhas de fluxo (linhas brancas) em material ferromagnético (azul) e no entreferro (preto)	31
Figura 5 - Curva B-H do ferro utilizado no projeto da máquina	32
Figura 6 – Canalização do fluxo magnético	33
Figura 7 - Variação do entreferro	37
Figura 8 - (a) Abertura das ranhuras e (b) afundamento da indução magnética em função da abertura	38
Figura 9 – Recomendação para a densidade de corrente no circuito estático.....	40
Figura 10 - Corte transversal da máquina (a) com destaque para o estator e (b) vista de longe.....	44
Figura 11 - (a) Forma típica das curvas V de um gerador síncrono. (b) Diagrama fasorial para operação com potência constante em tensão de terminal constante.....	46
Figura 12 - Gráfico da porcentagem da corrente de excitação sugerida para a máquina síncrona.....	47
Figura 13 - Gráfico da densidade de corrente sugerida para o circuito de excitação Fonte: Adaptado de Rüncos (2018).....	48
Figura 14 - Componentes da indução magnética no polo da máquina Fonte: Adaptado de Rüncos (2018).....	49
Figura 15 - Corte transversal do gerador com destaque para o rotor Fonte: Autoria própria	51
Figura 16 - Demonstração do <i>skew</i> no rotor e sua influência sobre a forma de onda da FMM Fonte: Wiley (2017).....	55
Figura 17 - Tela retirada do <i>Component Generator</i> do CADES Fonte: Autoria própria	58
Figura 18 - Tela retirada do <i>Component Calculator</i> do CADES Fonte: Autoria própria	59
Figura 19 - Tela retirada do <i>Component Optimizer</i> do CADES mostrando alguns dos parâmetros de entrada (à esquerda) e alguns dos de saída (à direita) Fonte: Autoria própria.....	60
Figura 20 - Tela retirada do <i>Component Optimizer</i> do CADES mostrando os resultados ótimos para o modelo Fonte: Autoria própria	61
Figura 21 – Fluxograma para uso do <i>software</i> otimizador CADES Fonte: Autoria própria	61
Figura 22 - Forma de onda da FEM do modelo de dimensionamento a vazio Fonte: Autoria própria	62

Figura 23 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo de dimensionamento a vazio	63
Figura 23 – Mapa do campo magnético do modelo de dimensionamento a vazio Fonte: Autoria própria.....	63
Figura 25 – Mapa de campo magnético do modelo de dimensionamento com carga resistiva Fonte: Autoria própria.....	64
Figura 26 – Forma de onda da tensão na carga do modelo de dimensionamento Fonte: Autoria própria.....	65
Figura 27 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo de dimensionamento com carga	65
Figura 28 – Indutância própria de duas fases em série do modelo de dimensionamento Fonte: Autoria própria.....	66
Figura 29 - Forma de onda da FEM do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> a vazio Fonte: Autoria própria	66
Figura 30 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> a vazio	67
Figura 31 – Mapa do campo magnético do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> a vazio Fonte: Autoria própria	67
Figura 32 – Mapa de campo magnético do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> com carga resistiva Fonte: Autoria própria	68
Figura 32 – Forma de onda da tensão na carga do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> Fonte: Autoria própria.....	69
Figura 34 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> com carga.....	69
Figura 35 – Indutância própria de duas fases em série do modelo de dimensionamento com <i>skew</i> Fonte: Autoria própria.....	69
Figura 36 - Forma de onda da FEM do modelo ótimo com <i>skew</i> a vazio Fonte: Autoria própria	71
Figura 37 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo ótimo com <i>skew</i> a vazio	71
Figura 38 – Mapa do campo magnético do modelo ótimo com <i>skew</i> a vazio Fonte: Autoria própria	72
Figura 39 – Forma de onda da tensão na carga do modelo ótimo com <i>skew</i> Fonte: Autoria própria	73
Figura 40 - Taxa de distorção harmônica da 2 ^a até a 15 ^a ordem do modelo ótimo com <i>skew</i> com carga.....	73
Figura 41 – Indutância própria de duas fases em série do modelo ótimo com <i>skew</i> Fonte: Autoria própria.....	73

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Especificações iniciais do gerador	29
Tabela 2 - Parâmetros de referência	34
Tabela 3 - Dimensões obtidas para a sapata polar e o rotor da máquina Fonte: Autoria própria	51
Tabela 4 - Massas dos materiais ativos do aerogerador Fonte: Autoria própria	52
Tabela 5 - Parâmetros para cálculo das perdas do aço elétrico E230 Fonte: Fiorillo e Novikov (1990)	53
Tabela 6 - Perdas, potência de saída e rendimento da máquina inicial Fonte: Autoria própria	54

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A	Ampére
FEM	Força eletromotriz
FMM	Força magnetomotriz
H	Henry
Hz	Hertz
kg	Quilograma
kw	Quilowatt
m	Metro
N/A	Não aplicável
p.u.	Por unidade
rad	Radiano
rpm	Rotação por minuto
s	Segundo
T	Tesla
TDH	Taxa de distorção harmônica
V	Volt
VA	Volt-Ampére
W	Watt
Wb	Webber
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Ω	Ohm

LISTA DE SÍMBOLOS

Descrição	Parâmetro	Unidade
A	Carregamento elétrico	A
Aa	Carregamento elétrico de pico	A
A _{br}	Área do buraco do rotor	m ²
A _{cp}	Área do corpo de um polo	m ²
A _{fe_Rotor}	Área total de ferro do rotor	m ²
A _p	Área de um polo	m ²
A _{Polígono_Cheio}	Área de um polígono cheio do rotor	m ²
A _{rp}	Área da roda polar	m ²
A _{sc}	Área de um setor circular	m ²
A _{sp}	Área de uma sapata polar	m ²
A _{trian}	Área de um triângulo no rotor	m ²
b _{Corpo_Polo}	Espessura do corpo do polo	m
B _{cp}	Espessura do ferro entre os condutores dos polos	m
b _d	Largura do dente	m
B _d	Indução magnética nos dentes	T
b _e	Abertura equivalente da ranhura	m
B _g	Indução média no entreferro	T
B _{máx}	Amplitude da componente fundamental da indução magnética no ferro	T
B _{Pico}	Indução magnética de pico no entreferro	T
b _{rp}	Largura total da ranhura polar próximo do entreferro	m
B _{yr}	Indução magnética no yoke do rotor	T
B _{ys}	Indução magnética no yoke do estator	T
C	Constante de aproveitamento da máquina	kW·s/m ³
C _{sp}	Passo de bobina em ranhuras	-
D _{es}	Diâmetro externo do estator	m
D _g	Diâmetro do entreferro	m
D _{is}	Diâmetro interno do estator	m
D _{re}	Diâmetro externo do rotor	m
D _{sr}	Diâmetro do estator no fundo da ranhura	m
D _{ste}	Diâmetro do estator no topo da ranhura	m

E_{wrp_wrpo}	Relação que garante que w_{rp} seja maior que w_{rpo}	-
E_{af}	Valor RMS da tensão induzida por fase	V
e_{cp}	Espessura do corpo do polo	m
f	Frequência da rede	Hz
FP	Fator de potência	-
h_a	Largura da ranhura em seu fundo	m
h_b	Largura da ranhura em seu topo	m
h_{ctt}	Altura complementar do <i>tooth tip</i> da ranhura	m
h_{rp}	Profundidade da ranhura polar	m
h_{tt}	Altura do <i>tooth tip</i> da ranhura	m
h_{yr}	Altura da coroa do rotor	m
h_{ys}	Altura da coroa do estator	m
I_a	Corrente de uma fase da armadura	A
I_{exc}	Corrente de excitação	A
J_{exc}	Densidade de corrente de excitação	A/m ²
J_{ran}	Densidade de corrente da armadura	A/m ²
k	Relação entre a tensão induzida e a de terminal	-
$K_{abertura}$	Fator de abertura da ranhura dos polos para a componente fundamental	-
k_c	Fator de Carter	-
k_d	Fator de distribuição	-
K_{enr}	Fator de enrolamento	-
K_{exc}	Relação entre a corrente de armadura e a de excitação	-
$K_{Forma_Indução}$	Fator de forma de indução	-
k_p	Fator de passo	-
K_{sapata}	Fator da sapata polar	-
K_{sat}	Fator de saturação do ferro	-
K_{skew}	Fator de <i>skew</i>	-
k_{δ}	Fator de entreferro	-
L_{aa0}	Indutância própria de uma fase associada ao fluxo no entreferro	H
L_d	Indutância de eixo direto	H
L_{end}	Indutância associada à cabeça da bobina	H
l_g	Comprimento do entreferro final	m
$l_{g_1_Mínimo}$	Comprimento do entreferro mínimo na primeira iteração	m
$l_{g_máx}$	Comprimento máximo do entreferro final	m
$l_{g_mín}$	Comprimento mínimo do entreferro final	m

l_{g_ra}	Comprimento do entreferro escolhido pelo critério de reação de armadura	m
$l_{g_ra_Mínimo}$	Comprimento do entreferro mínimo pelo critério de reação de armadura	m
$L_{méd_Armadura}$	Comprimento médio das espiras do circuito da armadura	m
L_{med_Campo}	Comprimento médio das espiras do circuito de campo	m
L_p	Comprimento axial da máquina	m
L_q	Indutância do eixo em quadratura	H
L_s	Indutância síncrona	H
L_u	Indutância própria de armadura associada ao fluxo de dispersão	H
L_{u1}	Indutância em função do fluxo que atravessa o espaço de ar reservado aos fios	H
L_{u2}	Indutância em função do fluxo que atravessa o espaço de ar da abertura da ranhura	H
L_{u3}	Indutância em função do fluxo que atravessa o fundo em forma de losango da ranhura	H
$m_{cu_Armadura}$	Massa de cobre do circuito de armadura	kg
m_{cu_Campo}	Massa de cobre do circuito de campo	kg
m_f	Número de fases	kg
$m_{fe_Coroa_Estator}$	Massa de ferro da coroa do estator	kg
m_{fe_Dentes}	Massa de ferro dos dentes do estator	kg
$m_{fe_Estator}$	Massa de ferro do estator	kg
m_{fe_Rotor}	Massa de ferro do rotor	kg
m_t	Massa da máquina	kg
m_{t_cu}	Massa total de cobre	kg
m_{t_fe}	Massa total de ferro	kg
$N_{ligacao}$	Número de ligações em paralelo no circuito estatórico	-
$N_{Camadas}$	Número de camadas do circuito estatórico	-
N_{cr}	Número de condutores por ranhura do circuito estatórico	-
$N_{Espiras_Polo}$	Número de espiras do circuito rotórico	-
N_{Fase}	Número de espiras em série por fase	-
n_m	Velocidade de rotação	rpm
N_{ran}	Número de ranhuras do estator	-
N_{ran_desl}	Número de ranhuras deslocadas	-
p	Número de pares de polos	-
P	Número de polos	-
P_{cu}	Perdas totais no cobre	W

$P_{Cu_Armadura}$	Perdas no cobre da armadura	W
P_{Cu_Campo}	Perdas no cobre do circuito de campo	W
P_{fe}	Perdas totais no ferro	W
P_{fe_Dentes}	Perdas no ferro dos dentes do estator	W
P_{fe_ys}	Perdas no ferro do yoke do estator	W
P_{mec}	Perdas mecânicas	W
P_{Perdas}	Perdas totais	W
P_{Saida}	Potência de saída da máquina	W
q	Número de ranhuras por polo para cada fase	-
R	-	m
R_{1f_100}	Resistência por fase a 100 °C	Ω
R_{1f_20}	Resistência por fase a 20 °C	Ω
R_4	-	m
R_{4x}	-	m
R_{4y}	-	m
R_{Campo_20}	Resistência do circuito de campo a 20 °C	Ω
R_{Campo_100}	Resistência do circuito de campo a 100 °C	Ω
R_e	-	m
rel_{hrp_wrpo}	Relação entre a profundidade da ranhura polar (h_{rp}) e a largura da ranhura polar ocupada por fio (w_{rpo})	-
R_{ri}	Raio interno do rotor	m
S_{cu}	Área de cobre na ranhura do estator	m^2
S_{cu_Polo}	Área de cobre na ranhura do rotor	m^2
s_d	Altura da ranhura do estator	m
S_f	Fator de preenchimento das ranhuras do estator	-
S_{f_Polo}	Fator de preenchimento das ranhuras do rotor	-
S_{Fio}	Seção do fio do circuito de armadura	m^2
S_{Fio_exc}	Seção do fio do circuito de excitação	m^2
S_{nom}	Potência nominal	VA
S_p	Passo de ranhura	m
S_{pte}	Passo da ranhura no topo dos enrolamentos	m
S_{ran}	Área das ranhuras do estator	m^2
S_{ran_Polo}	Área das ranhuras do rotor	m^2
S_{rp}	Seção total disponível da ranhura polar	m^2
V_{af}	Tensão de terminal	V

$V_{fe_Coroa_Estator}$	Volume de ferro da coroa do estator	m^3
V_{fe_Dentes}	Volume de ferro dos dentes do estator	m^3
$V_{fe_Estator}$	Volume de ferro do estator	m^3
V_{fe_Rotor}	Volume de ferro do rotor	m^3
V_{fn}	Tensão de fase	V
w	Abertura da ranhura do estator	m
ω_e	Frequência angular	rad/s
W_{lrp}	Largura da roda polar	m
W_{rp}	Largura total disponível da ranhura polar próximo da roda polar	m
W_{rpo}	Largura da ranhura polar ocupada por fio	m
X_d	Reatância de eixo direto	Ω
X_q	Reatância de eixo em quadratura	Ω
X_s	Reatância síncrona final	Ω
X_{s_pu}	Reatância síncrona final	p.u.
$X_{s_pu_1}$	Reatância síncrona inicial	p.u.
Z	Número de condutores da armadura	-
Z_{Base}	Impedância de base	Ω
Z_L	Impedância da carga	Ω
α_{ran}	Passo de ranhura	rad
γ	Fator multiplicativo de máquinas síncronas de entreferro variável	-
δ	Ângulo de carga	-
η	Rendimento	-
Θ_{Sapata}	Ângulo da sapata polar	rad
K	Fator multiplicativo para o fator de Carter	-
T_{be}	Defasagem em "graus" elétricos entre as ranhuras do estator	rad
T_p	Passo polar	rad
T_{p_m}	Passo polar	m
T_u	Passo de ranhura	m
$\phi_{Abertura}$	Ângulo de abertura da ranhura do circuito de campo	rad
ϕ_{Carga}	Ângulo de fase entre as de ondas de corrente e tensão	rad
ϕ_p	Fluxo por polo	Wb
X	Relação entre o diâmetro do entreferro e o comprimento axial da máquina	-

SUMÁRIO

1	Introdução	13
1.1	Introdução geral.....	20
1.2	Motivação	21
1.3	Objetivos gerais e específicos	22
1.3.1	Objetivo geral	22
1.3.2	Objetivos específicos.....	22
2	Desenvolvimento	23
2.1	Estado da arte	23
2.1.1	Máquinas com ímãs permanentes de superfície de rotor interno	23
2.1.2	Máquina com rotor bobinado de polos salientes	23
2.2	Metodologia	24
2.2.1	Modelo de dimensionamento	25
2.2.2	Especificações iniciais do estator	29
2.2.3	Parâmetros de referência	30
2.2.4	Tensão induzida e número de espiras em série por fase	35
2.2.5	Entreferro mínimo.....	35
2.2.5.1	Crítério de reação de armadura.....	36
2.2.5.2	Fatores de correção: fator de carter, fator do entreferro, fator de sapata polar e fator de forma de indução magnética	37
2.2.5.3	Novo entreferro.....	39
2.2.6	Dimensões do estator.....	40
2.2.7	Cálculo analítico aproximado ($x_d = x_q = x_s$) da reatância síncrona	42
2.2.8	Definições iniciais do rotor.....	45
2.2.9	Dimensionamento do rotor	46
2.2.10	Volumes e massas do aerogerador.....	51
2.2.11	Cálculo das perdas e da eficiência	52
2.2.12	Fator de <i>skew</i> (ou fator de inclinação).....	54
2.2.13	Simulação utilizando o método dos elementos finitos (software efcad)..	55
2.2.14	Otimização da máquina com o <i>software</i> CADES 2.12	56
2.2.14.1	<i>Component generator</i>	58
2.2.14.2	<i>Component calculator</i>	59
2.2.14.3	<i>Component optimizer</i>	60
3	Resultados	62

3.1	Simulação do modelo de dimensionamento (1ª iteração) a vazio	62
3.2	Simulação do modelo de dimensionamento (1ª iteração) com carga resistiva.....	64
3.3	Simulação da 1ª iteração com <i>skew</i> a vazio.....	66
3.4	Simulação da 1ª iteração com <i>skew</i> com carga resistiva	68
3.5	Simulação da máquina ótima com <i>skew</i>	70
3.5.1	Simulação da máquina ótima com <i>skew</i> a vazio	70
3.5.2	Simulação da máquina ótima com <i>skew</i> com carga resistiva.....	72
4	Conclusões	74
	Referências	76
	Apêndice A	78
	Apêndice B	80
	Apêndice C	88

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho está dividido, primeiramente, em uma introdução ao assunto, que contextualiza brevemente a situação atual de geração de energia no mundo e particulariza a geração eólica. A seguir, apresentam-se a motivação e os objetivos gerais e específicos da pesquisa.

Depois, propõe-se uma modelagem orientada à otimização de um aerogerador de baixa potência de polos salientes e rotor bobinado, sendo esse posteriormente simulado em um programa de elementos finitos para aferir sua validade. Logo em seguida, busca-se aperfeiçoá-lo no que diz respeito à sua forma de onda de tensão e corrente por meio da inclinação de suas ranhuras para, por fim, otimizá-lo com o auxílio do programa adequado, buscando obter um aerogerador ótimo com um rendimento mínimo de 80% utilizando para tal a menor massa possível.

Posteriormente, apresentam-se os resultados da pesquisa e sugerem-se possíveis formas de melhorar a máquina obtida no sentido de conseguir um melhor aproveitamento do material ativo em conjunto com uma forma de onda mais próxima de uma senoide.

O trabalho é concluído com as referências bibliográficas e um apêndice com todos os parâmetros obtidos pelos cálculos propostos pela modelagem em três iterações de aerogeradores.

1.1 Introdução geral

Desde 1751 até 2014, aproximadamente 400 bilhões de toneladas de CO₂ foram emitidas por ações antrópicas, das quais metade foram a partir de meados dos anos 1980 (BODEN et al., 2017). Afirma-se hoje que o CO₂ é, reconhecidamente, o maior contribuinte ao aquecimento médio global (LINDSAY; DAHLMAN, 2021), que variou cerca de +1,19 °C desde 1880 (NASA, 2021) (primeiro ano desse dado coletado de forma rigorosa e científica), sendo o ano de 2020 considerado o mais quente já registrado (NASA, 2021).

Protocolos foram acordados entre nações com o objetivo de reduzir a emissão de CO₂, levando a uma mudança na forma como é gerada e aproveitada a energia ao redor do mundo. Nesse sentido, somente em 2019, foram movimentados

cerca de U\$ 300 bilhões no mercado de energias renováveis. Desses, U\$ 47,2 bilhões tiveram participação direta da geração eólica (REN21, 2020).

Uma mudança na geração energética que vem ocorrendo ao longo dos anos trata da microgeração distribuída, na qual o consumidor gera parte ou toda a energia que ele mesmo consome. Havendo excedente de energia gerada, fornecê-la a outras unidades consumidoras pode aliviar a rede elétrica no que diz respeito à energia requerida pelas cargas elétricas da cidade. Em redes rurais distantes, seria possível também uma geração desconectada da rede quando a entrega da energia não for economicamente favorável à concessionária e o investimento na microgeração proporcionar ao consumidor final uma economia em suas contas.

Em razão de tamanha relevância desse tipo de geração, neste trabalho foi proposta uma modelagem orientada à otimização de um aerogerador síncrono ótimo de baixa potência.

1.2 Motivação

A busca por uma máquina que fosse razoável em termos de rendimento, estabilidade e massa total de material ativo iniciou-se com o dimensionamento da máquina de forma puramente analítica. Seguiram-se equações e conceitos físicos de eletromagnetismo e de geometria propostos em livros e artigos de forma que fosse possível organizar um projeto de máquina síncrona que tivesse o mínimo de coerência no que diz respeito aos valores de seus parâmetros.

O resultado disso pode até fornecer uma máquina funcional, contudo, há mais de um século já existem máquinas elétricas funcionais. A ideia para este trabalho foi então de propor um modelo analítico que pudesse ser otimizado computacionalmente, ou seja, que encontrasse de forma rápida valores de parâmetros que acomodassem certas exigências do projetista.

Nesse sentido, a otimização desempenhou papel fundamental no projeto. Somente por meio dela que, após diversas iterações, foram encontrados valores de parâmetros do modelo que atendessem tanto as restrições impostas pelo projetista quanto a condição da função objetivo. A função objetivo deste trabalho é a minimização da massa, então, todos os demais parâmetros, como densidades de corrente, dimensões etc., devem variar de acordo com as equações inseridas num

código de forma a fornecer valores de parâmetros que formassem a máquina com a menor massa possível dentro dos limites impostos.

Dessa forma, como mencionado acima, este processo requereu uma adaptação que possibilitasse o acoplamento do modelo analítico a um algoritmo de otimização que funcionasse no *software* de otimização CADES 2.12 e proporcionasse de alguma forma a máquina com menor massa para os intervalos de valores dos parâmetros pretendidos.

1.3 Objetivos gerais e específicos

1.3.1 Objetivo geral

Esta pesquisa tem como objetivo projetar um aerogerador síncrono ótimo de polos salientes e rotor bobinado com base no modelo proposto.

Vale ressaltar que o trabalho de cálculo do enrolamento amortecedor da máquina, bem como seu projeto mecânico estão fora do escopo deste estudo e, portanto, não serão nele abordados.

1.3.2 Objetivos específicos

1. Realizar o pré-projeto do gerador síncrono trifásico (primeira iteração) com potência de 3 kVA, número de ranhuras por polo e fase unitário, 60 Hz, 20 polos, 360 rpm;
2. Calcular analiticamente o valor de indutância síncrona por fase;
3. Desenhar a máquina no GMESH;
4. Obter as coordenadas dos pontos do domínio de cálculo em função das dimensões da máquina por meio do MATLAB;
5. Simular a máquina no EFCAD;
6. Otimizar o gerador, utilizando o CADES;
7. Repetir os passos 3 e 4 para a máquina ótima;
8. Verificar o gerador ótimo final com o EFCAD novamente.

2. DESENVOLVIMENTO

2.1 Estado da arte

Dentre as topologias existentes de aerogeradores, neste tópico serão lembradas apenas algumas topologias consideradas viáveis à microgeração, ou seja, aquelas capazes de competir no mercado por consumidores residenciais, rurais e pequenos comércios. No quesito econômico, aerogeradores que utilizam ímãs de terras-raras (como NdBeF) para gerar o campo magnético girante não entram neste escopo, dado o alto custo do material. Também pelo motivo econômico ficam de fora aerogeradores que requerem caixas redutoras de velocidade que representam custos extras de construção e manutenção.

Em sua tese, Kolzer (2017) comenta que máquinas de fluxo magnético radial se destacam das de fluxo axial em 2 pontos: 1) sua construção pode utilizar equipamentos também usados em outras topologias, como em motores de indução, o que diminui o custo de produção em escala industrial; e 2) possuem melhores condições de eliminação de calor (MILLER, 2010). Essas vantagens em pequenos aerogeradores foram suficientes para que apenas máquinas de fluxo magnético radial fossem consideradas neste trabalho.

2.1.1 Máquinas com ímãs permanentes de superfície de rotor interno

A máquina com ímãs de ferrite é construtivamente simples e dispensa o uso de anéis e escovas, o que representa um custo menor de manutenção. Seu inconveniente é a impossibilidade de controle da tensão dos terminais de armadura em função do fator de potência sem o auxílio de equipamentos terceiros (capacitores, indutores, dispositivos FACTS).

2.1.2 Máquina com rotor bobinado de polos salientes

A máquina de rotor bobinado exige o uso do cobre (ou outro condutor) para compor o enrolamento de campo e requer o uso de anéis e escovas a fim de alimentar

esse circuito rotórico. Dessa forma, não apenas a quantidade de material ativo aumenta (e, por conseguinte, aumenta a massa), mas perdas joule extras ocorrem, o que diminui seu rendimento em geral. No entanto, a otimização da máquina é capaz de minimizar esses efeitos, uma vez que nela é possível definir valores mínimos de parâmetros, dentre os quais estão o rendimento e a massa.

O fator positivo que essa topologia apresenta é a possibilidade do controle da tensão de armadura, o que até certo ponto dispensa outros equipamentos que exercem esta função em específico.

Dessa forma, percebe-se que é teoricamente possível projetar uma máquina ótima com rendimento comparável ao de ímãs de ferrite, mas com a vantagem da manutenção da tensão dos terminais do gerador mesmo com a variação do fator de potência em função da carga.

2.2 Metodologia

O desenvolvimento do modelo de dimensionamento do subtópico a seguir foi feito com o auxílio de ferramentas computacionais para cálculos. O software de cálculo escolhido foi o CADES, cujos módulos *Generator* e *Calculator* fornecem ferramentas que facilitam não apenas nos cálculos, mas também na organização das equações e resultados. Outras ferramentas, como Matlab e Excel, também foram utilizados, mas de maneira secundária, para armazenar dados, calcular pontos num plano cartesiano, gerar gráficos, etc.

Para melhor compreensão, aconselha-se acompanhar a metodologia a partir do tópico 2.2.2 com o fluxograma apresentado no Apêndice A que se encontra no fim do trabalho.

2.2.1 Modelo de Dimensionamento

O modelo elétrico de um gerador síncrono de polos lisos em regime permanente, quando ligado a uma carga trifásica equilibrada, está representado na Figura 1.

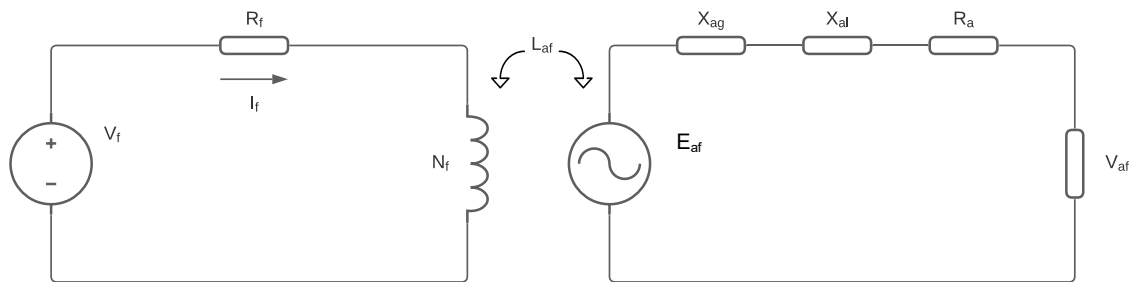


Figura 1 - Circuito equivalente de uma máquina síncrona de polos salientes
Fonte: Autoria própria

Como se observa, o circuito possui duas malhas, acopladas magneticamente pela indutância mútua L_{af} . A malha esquerda representa o circuito de campo (ou de excitação) onde é imposta uma diferença de potencial V_f a N_f espiras enroladas em torno do rotor, cuja resistência é representada por R_f e por onde percorre uma corrente cc I_f . Por outro lado, a malha direita representa o circuito de armadura onde, em razão da tensão alternada induzida por fase E_{af} , é gerada a corrente I_a que percorre os condutores de armadura com resistência R_a . Enquanto V_{af} representa a tensão de terminal, os parâmetros X_{ag} e X_{al} caracterizam as reatâncias que são originadas pelo fluxo magnético de entreferro resultante da ação conjunta das correntes das três fases da máquina e pelo fluxo disperso, respectivamente, e que, quando somadas, recebem o nome de reatância síncrona da máquina ($X_s = X_{ag} + X_{al}$). Assim, a aplicação da lei de Kirchhoff nessa segunda malha resulta na Equação (1):

$$\overline{E_{af}} = R_a \overline{I_a} + jX_s \overline{I_a} + \overline{V_{af}} \quad (1)$$

Já uma máquina de polos salientes difere-se no que diz respeito, sobretudo, à reatância. O resultado de possuir um entreferro variável, é a variação da indutância própria e mútua da armadura com a posição do rotor no espaço, fazendo com que seja necessário adotar um método de cálculo que leve em conta essa particularidade.

Isso é resolvido com a adoção de dois eixos, sendo um alinhado com o eixo do enrolamento de campo, denominado eixo direto, e o outro em quadratura com esse eixo, denominado eixo em quadratura. De forma semelhante os efeitos indutivos do fluxo magnético, de onde resulta a magnetização da máquina, também podem ser divididos e levam nomes semelhantes: reatância de magnetização de eixo direto (X_d) ou em quadratura (X_q).

Essa técnica matemática facilita a análise da máquina de polos salientes e é válida pois "(...) embora cada uma das fases de estator veja uma indutância variável no tempo devido às saliências do rotor, as grandezas transformadas giram com o rotor e veem, portanto, caminhos magnéticos constantes" (UMANS, 2014).

Dessa forma, o diagrama completo de fasores de uma máquina de polos salientes fica dado pela Figura 2 (a), e a de polos lisos é dado pela Figura 2 (b):

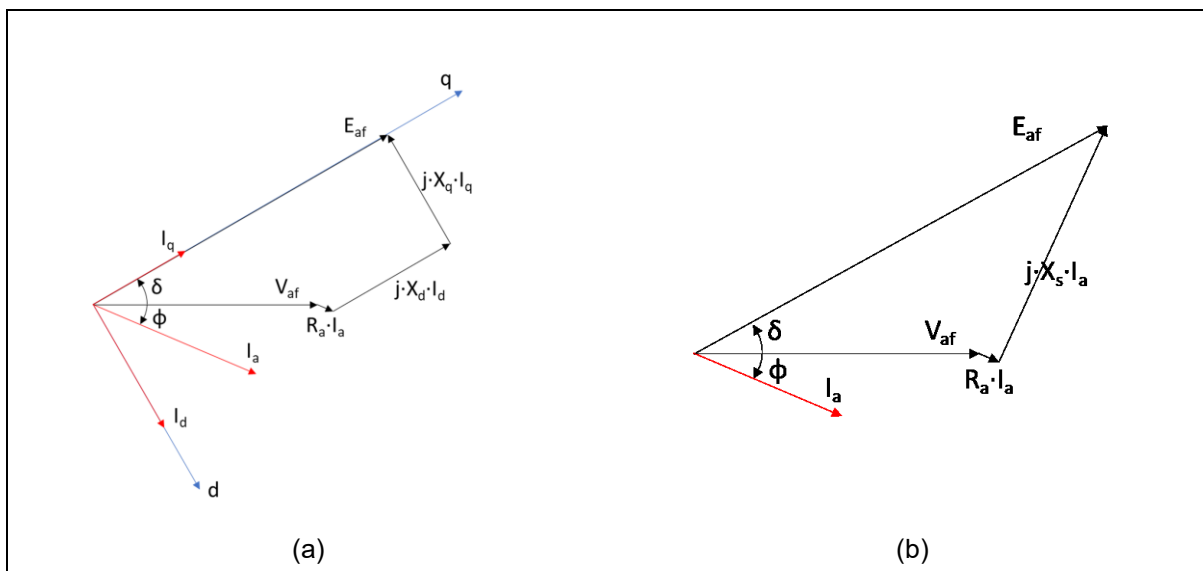


Figura 2 - Diagrama fasorial de uma máquina síncrona de (a) polos salientes e (b) polos lisos
Fonte: Autoria própria

No entanto, a solução de modelagem proposta no trabalho impossibilita o uso do diagrama correspondente à Figura 1 (a) num primeiro momento. O modelo de dimensionamento a ser apresentado parte do pressuposto de que, em razão da inviabilidade do cálculo analítico da indutância de eixo em quadratura, as reatâncias direta (X_d) e de quadratura (X_q) serão representadas por uma única reatância, equivalente à reatância síncrona (X_s). Isto é, no modelo proposto nesta monografia, considerar-se-á num primeiro momento que $X_q = X_d = X_s$.

Conforme mencionado previamente, a reatância síncrona X_s é o resultado da soma das reatâncias de magnetização (X_{ag}), que corresponde ao componente fundamental do fluxo que atravessa o entreferro, e de dispersão (X_{al}). Outras

considerações são: a resistência dos condutores da armadura (R_a) e as indutâncias de dispersão também serão desprezadas para o primeiro modelo, dado que não se conhecem as dimensões das ranhuras na etapa inicial de projeto.

Essas aproximações podem ser consideradas aceitáveis, uma vez que, não somente a razão entre X_q e X_d é normalmente maior que 0,7 (KOLZER, 2021), mas também estes valores serão fornecidos posteriormente na simulação da máquina inicial no EFCAD (ele fornece os valores de pico de indutância da simulação que representam as duas indutâncias mencionadas), e depois serão de fato utilizados para o projeto ótimo da máquina. Por outro lado, o valor da resistência de armadura, para máquinas de pequeno porte, é cerca de dez vezes menor que o valor de sua reatância de magnetização efetiva (UMANS, 2014). A mesma referência afirma ainda que a queda de tensão nesta reatância ($V[X_{ag}] \approx 1,0$ a $2,0$ p.u.), é, por sua vez, também muito maior do que a na reatância de dispersão ($V[X_{al}] \approx 0,1$ a $0,2$ p.u.).

A última consideração, uma opção de projeto, trata da relação (k) da tensão a vazio e a tensão a plena carga. Esta relação depende tanto do fator de potência da carga quanto da indutância síncrona do gerador (L_s), que pode ser observada em

(2).

Por enquanto, basta apenas observar que essa indutância está intrinsicamente associada ao tamanho do entreferro (l_g). As demais variáveis (diâmetro do entreferro, D_g ; comprimento axial, L_p ; fator de enrolamento, k_{enr} ; número de espiras por fase, N_{Fase} ; número de polos, P) serão explicadas mais adiante. Ainda, o valor de reatância (X_s) fica dado por (3).

$$L_s = \frac{12 \cdot \mu_0 \cdot D_g \cdot L_p \cdot (k_{enr} \cdot N_{Fase} / P)^2}{l_g \cdot \pi} \quad (2)$$

$$X_s = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s \quad (3)$$

Some-se isso às Figura 3 (a) e (b), e então é possível afirmar que um maior entreferro resulta numa menor reatância síncrona, o que proporciona uma menor queda de tensão nela. Isso vem a um custo, no entanto, neste caso é necessária uma maior força magnetomotriz de excitação (FMM) para possibilitar que o fluxo no entreferro seja suficiente para acoplar o circuito magnético do ferro do rotor ao do estator. Esse aumento de FMM seria possível com um maior número de espiras no

circuito de excitação, mas isso tornaria a máquina mais pesada e, possivelmente, mais cara.

Por outro lado, o valor de um entreferro pequeno causaria uma maior queda de tensão na reatância síncrona, mas também demandaria menos espiras. Como o rotor e o estator não devem ter contato mecânico, um entreferro pequeno também fica limitado quando se leva em conta a inevitável vibração da máquina.

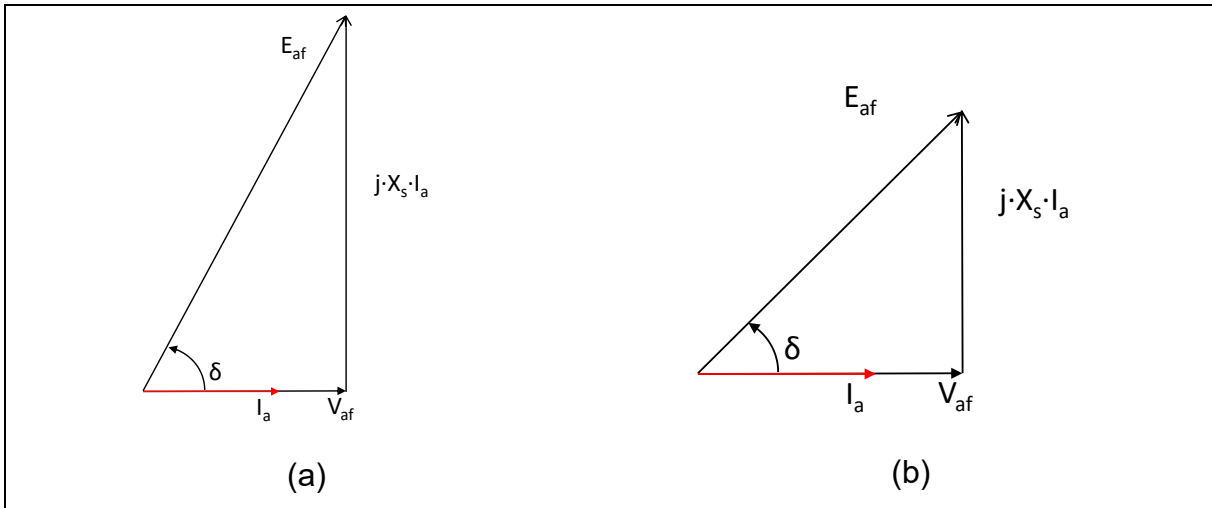


Figura 3 - Diagrama fasorial simplificado da máquina síncrona de polos salientes (a) genérico, (b) para $X_s = 1$ p.u.

Fonte: Autoria própria

Este projeto toma como ponto de partida o diagrama da Figura 3 (b), em que o valor do entreferro escolhido permite que o valor em p.u. da indutância síncrona seja unitário ($X_s = 1$ p.u.) quando o fator de potência for unitário, e assim a queda de tensão que ocorre nela será igual à tensão nominal a plena carga ($|j \cdot X_s \cdot I_a| = |V_{af}|$). Nesta situação, $\delta = 45^\circ$ e a relação k , que relaciona a tensão induzida (E_{af}) com a tensão de terminal (V_{af}), será dada por (4), resultando em (5).

$$k = \sqrt{1^2 + 1^2} = \sqrt{2} \quad (4)$$

$$E_{af} = \sqrt{2} \cdot V_{af} \quad (5)$$

Em resumo as condições iniciais impostas são:

- Será considerado que a máquina síncrona de polos salientes pode ser modelada, de maneira aproximada, desprezando o efeito das saliências magnéticas introduzidas pelo rotor, resultando então em $X_q = X_d = X_s$. E o valor de X_s será 1 p.u. (a relação entre a tensão em vazio e a plena carga é $\sqrt{2}$);

- É desprezada a reatância de dispersão;
- É desprezada a resistência de armadura.

2.2.2 Especificações Iniciais do Estator

Um gerador elétrico é dimensionado de acordo com sua finalidade. Nesse sentido, o projetista deve ter informações técnicas suficientes do uso e da carga a fim de determinar quais são as especificações básicas cabíveis para a máquina. Então, como exemplo, neste trabalho foi definido o uso para um microgerador eólico de baixa rotação: não há sentido em escolher um elevadíssimo número de polos de tal forma que fosse mecanicamente impossível montar a pequena máquina na prática. Obviamente, nada impede o projetista de refazer várias iterações de máquinas, mas o tempo desperdiçado é menor quando o conhecimento prévio (a experiência do projetista) permite afunilar as opções possíveis apenas às mais adequadas à sua finalidade.

O modelo de dimensionamento proposto neste trabalho requer a pré-definição da topologia do gerador e os parâmetros apresentados na Tabela 1, para que, posteriormente, por meio de um *software* de otimização, possa encontrar o valor ótimo dos parâmetros que estejam dentro das restrições impostas e que ainda satisfaçam a função objetivo. Os valores apresentados estão associados ao gerador síncrono de polos salientes com rotor bobinado a ser projetado neste texto.

Tabela 1 - Especificações iniciais do gerador

Parâmetros	Descrição	Valor	Unidade
S_{nom}	Potência aparente nominal	3000	VA
V_{af}	Tensão de terminal de fase	127	V
f	Frequência elétrica da rede	60	Hz
FP	Fator de potência	1	—
m_f	Número de fases	3	—
nm	Rotação do rotor	360	rpm
q	Número de ranhuras por polo por fase	1	—
k	Razão entre tensão induzida e tensão de terminal	$\sqrt{2}$	—
$N_{camadas}$	Número de camadas da ranhura	1	—
R_{passo}	Relação entre o passo de bobina e o passo polar	1	—

Fonte: Autoria própria

E a partir desses parâmetros, obtém-se o número de polos (Equação 6), o número de ranhuras (Equação 7) e o passo de bobina em ranhuras (Equação 8).

$$P = \frac{120 \cdot f}{n_m} \quad (6)$$

$$N_1 = q \cdot m \cdot P \quad (7)$$

$$C_{sp} = m \cdot q \cdot R_{Passo} \quad (8)$$

Observa-se que os parâmetros q , $N_{Camadas}$ e R_{Passo} já foram definidos e serão todos unitários. Contudo, para uma máquina com menor conteúdo harmônico de tensão, bem como menor *ripple* de conjugado, aconselha-se que esses parâmetros possuam valores diferentes de um.

O q de número inteiro, com valor maior que um, requer ranhuras com camada dupla, o que permite o encurtamento do passo das bobinas e que consequentemente reduz conteúdos harmônicos na tensão.

O *know-how* do projetista, neste momento, servirá para avaliar essas questões de custo, de simplicidade e até de aspectos construtivos para determinar o valor desses parâmetros. Uma máquina com q unitário quase que certamente será mais barata por ser de simples construção quando comparada às demais. E, caso seja utilizado $q \neq 1$, é necessário considerar ainda o aumento do volume da máquina em razão do aumento de sua ranhura (agora de camada dupla ou mais).

2.2.3 Parâmetros de referência

Definidas as especificações iniciais, é necessário olhar a literatura para determinar os parâmetros de referência; aqueles que são tabelados ou obtidos de gráficos obtidos por experimentos e que são atribuídos em função da topologia e dos materiais escolhidos.

Em primeiro lugar, salienta-se que é preciso que seja usado um material ferromagnético que garanta que haja um caminho cuja permeância magnética seja suficiente para que o fluxo magnético seja canalizado através do entreferro e resulte no acoplamento magnético satisfatório do campo girante criado pelo circuito de

excitação e o campo girante resultante (pelas Leis de Faraday e de Lenz) no circuito de armadura. A visualização desta situação pode ser observada na Figura 4, em que as linhas de fluxo (em branco) fecham caminhos no ferro do rotor e do estator após ultrapassarem o entreferro (em preto).

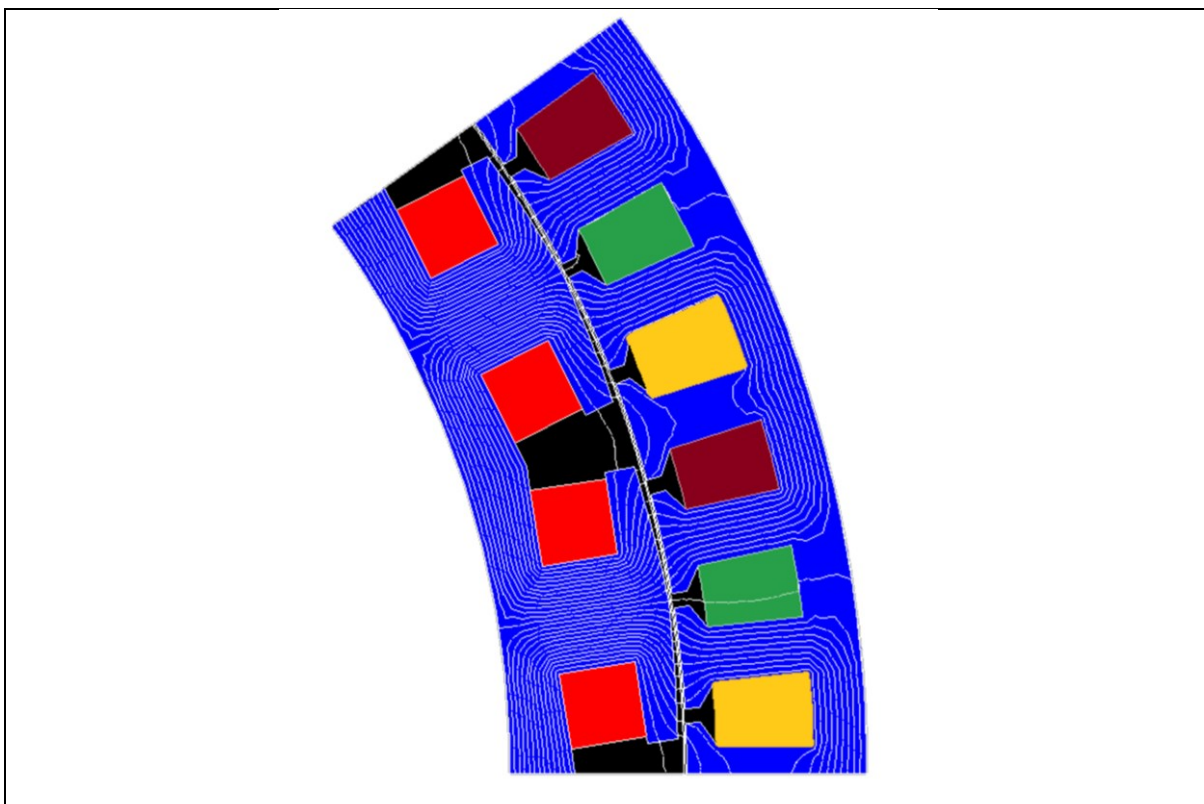


Figura 4 - Linhas de fluxo (linhas brancas) em material ferromagnético (azul) e no entreferro (preto)

Fonte: Autoria própria

O material ferromagnético a ser utilizado será o aço elétrico que apresenta a curva B-H dada pela Figura 5, onde é possível observar que, com o aumento do campo magnético H, ocorre um aumento expressivo da densidade de fluxo até aproximadamente 1,6 T, ponto em que se situa o “joelho” da curva, sinalizando o início da saturação magnética do material. Acima deste ponto, percebe-se que o aumento da aplicação de um campo magnético externo já não oferece retorno significativo de aumento da indução. Isso indica que os dipolos magnéticos estão quase que totalmente alinhados na mesma direção. O grande problema de a máquina trabalhar nessa situação reside no fato de que o material saturado requer maior corrente de magnetização, o que provoca maiores perdas Joule e, por conseguinte, o aumento da temperatura. Caso essa temperatura permaneça excessivamente alta por um longo período de tempo, a máquina poderá ter seus enrolamentos danificados.

Apesar disso, não é incomum a máquina trabalhar um pouco acima da região de saturação, dado que é possível obter uma maior densidade de potência do gerador a custo zero. É possível ainda alterar a seção do fio de forma a permitir, com danos menores, o aumento da corrente de magnetização.

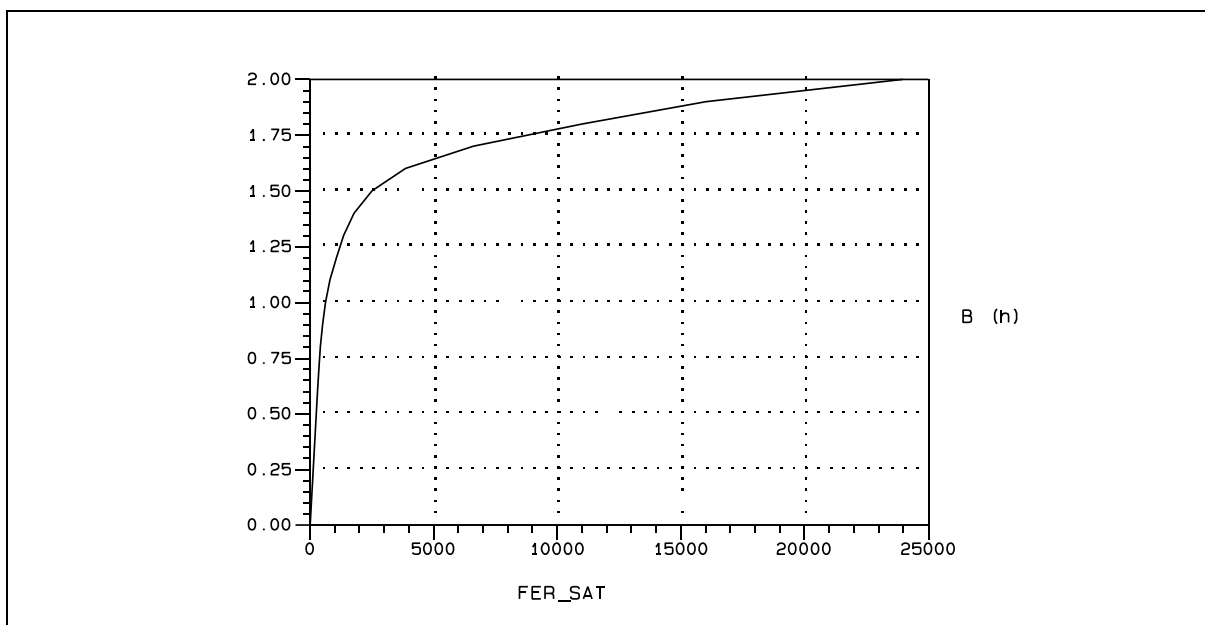


Figura 5 - Curva B-H do ferro utilizado no projeto da máquina

Fonte: EFCAD

Com essas considerações, o valor da indução de pico no entreferro (B_{Pico}), em função da indução magnética média no entreferro (B_g) em máquinas com distribuição senoidal de fluxo no entreferro é dado por (9).

$$B_{Pico} = \frac{\pi}{2} \cdot B_g \quad (9)$$

Este projeto considera o funcionamento da máquina um pouco acima da região do “joelho” da curva B-H do material ferromagnético, em que a indução magnética é de 1,6T.

O fluxo magnético de um polo deverá se dividir pela quantidade de dentes que canalizarão o fluxo magnético deste polo. Disto resulta que a indução média no entreferro desta máquina deve ser limitada a 0,5 T para que a indução de pico no entreferro seja de aproximadamente $B_{Pico} = 0,8T$, limitando assim a densidade de fluxo no dente a 1,6T. Essa ideia pode ser melhor entendida com o auxílio da Figura 6, onde o fluxo magnético total deveria ser canalizado em até 9 dentes.

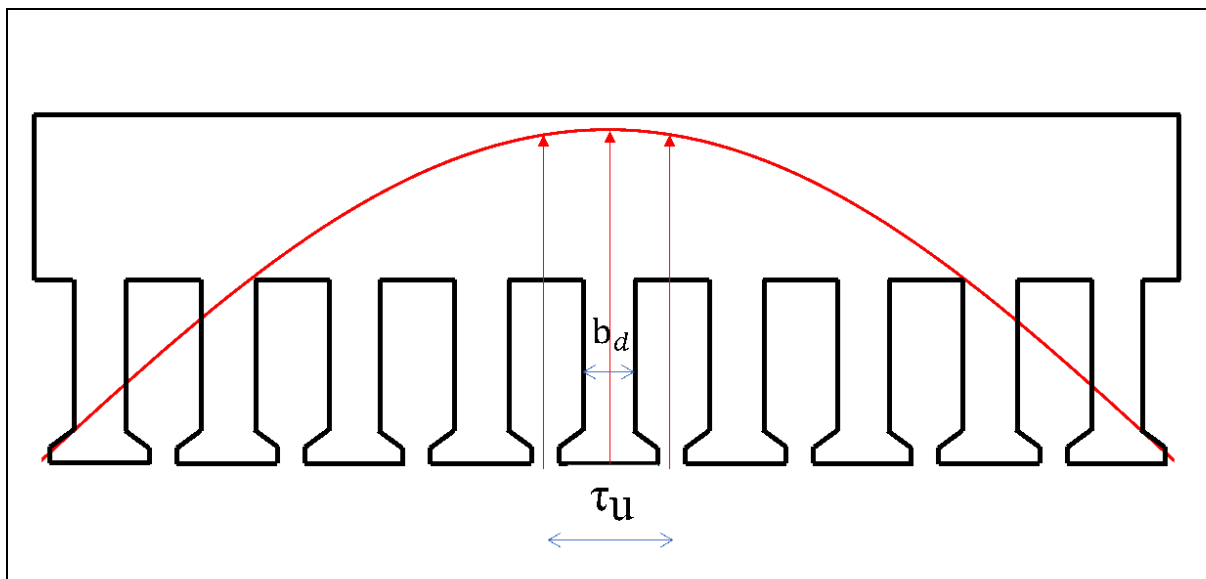


Figura 6 – Canalização do fluxo magnético
Fonte: Autoria própria

Há dois parâmetros iniciais de projeto, denominados carregamento elétrico e carregamento magnético, que podem ser encontrados com valores tabelados e que permitem o cálculo de uma constante que abre caminho para o cálculo de diversas características da máquina. Segundo Miller (2010), o carregamento elétrico (A) pode ser entendido como a densidade linear de corrente em torno da circunferência formada pelo entreferro (a relação entre os amperes-espiras da armadura ($Z \cdot I$, em RMS) e o perímetro do entreferro ($\pi \cdot D_g$, em que D_g é o diâmetro do entreferro) dada pela Equação 10).

$$A = \frac{Z \cdot I}{\pi \cdot D_g} \quad (10)$$

Por outro lado, o valor do carregamento elétrico pode também ser obtido com o auxílio de gráficos fornecidos em Runcos (2018) ou de tabelas em Pyrhönen (2008).

Para este caso, o sugerido por Pyrhönen seria de cerca de 30 kA/m. No entanto, supõe-se que esses gráficos e tabelas são válidos somente para potências elevadas, tais quais são citados em Kolzer (2021) e, dessa forma, a definição de um valor razoável foi de 20 kA/m.

Definidos ambos os carregamentos, os parâmetros de referência ficam então dados pela Tabela 2. Note-se que as dimensões h_{ctt} , h_{tt} e w são pré-definidas conforme Kolzer (2017).

Tabela 2 - Parâmetros de referência

Parâmetros	Descrição	Valor	Unidade
B_g	Carregamento magnético	0,5	T
B_d	Indução magnética num dente	1,6	T
B_{cp}	Indução magnética no corpo do polo	1,6	T
B_{yr}	Indução magnética na coroa do rotor	1,6	T
B_{ys}	Indução magnética na coroa do estator	1,6	T
A	Carregamento elétrico	20	kA/m
h_{ctt}	Altura complementar do <i>tooth tip</i>	2	mm
h_{tt}	Altura do <i>tooth tip</i> da ranhura	2	mm
w	Abertura da ranhura	2	mm

Fonte: Autoria própria

Com os parâmetros de referência é possível obter agora o valor da constante de aproveitamento de volume ativo da máquina (C), como mostra a Equação 11, dando uma noção de sua densidade de potência. Essa constante auxiliará no cálculo das dimensões do diâmetro do entreferro mais à frente e é função das variáveis que já foram estabelecidas previamente.

$$C = \frac{\pi^3}{120 \cdot \sqrt{2} \cdot k} \cdot k_{enr} \cdot A \cdot B_g \quad (11)$$

Neste ponto, iniciam-se efetivamente os cálculos das dimensões da máquina. Primeiramente, observa-se que Pyrhönen (2008, p. 296) menciona que o comprimento axial (L_p) é acima de tudo restringido pela velocidade angular crítica do rotor. Ele diz que, na velocidade crítica mínima, o rotor “entorta-se como uma banana” com dois pontos nodais. Na segunda velocidade crítica, com três pontos nodais, toma o formato de um “S”, e assim por diante.

Desta forma, para evitar atingir velocidades críticas, são fornecidas equações tabeladas de um fator χ , que variam de acordo com a topologia da máquina e que relacionam o diâmetro do entreferro (D_g) com o comprimento axial (L_p). Para uma máquina síncrona com mais de um par de polos, fornece-se a Equação 13, que fica em função do número de pares de polos p .

$$\chi = \frac{L_p}{D_g} \quad (12)$$

$$\chi = \frac{\pi}{4p} \cdot \sqrt{p} \quad (13)$$

Assim, determina-se o diâmetro do entreferro por meio de (14) e o comprimento axial por meio de (12).

$$D_g = \sqrt[3]{\frac{S_{Nominal}}{\chi \cdot C \cdot n_m}} \quad (14)$$

2.2.4 Tensão induzida e número de espiras em série por fase

A tensão induzida é função do número de espiras por fase bem como do fluxo por polo. Com uma manipulação algébrica, torna-se possível determinar N_{fase} , desde que tenha sido previamente determinado o fluxo por polo em vazio da máquina e que E_{af} seja substituído por $k \cdot V_{af}$.

Assim, calcula-se em ordem: a área polar A_p , o fluxo por polo Φ_p , substitui-se E_{af} por $k \cdot V_{af}$ para, por fim, obter o número de espiras em série por fase N_{fase} .

$$A_p = \frac{\pi \cdot D_g \cdot L_p}{2 \cdot p} \quad (15)$$

$$\phi_p = B_g \cdot A_p \quad (16)$$

$$E_{af} = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot k_{enr} \cdot N_{Fase} \cdot \phi_p \quad (17)$$

$$N_{fase} = \frac{k \cdot V_{af}}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot k_{enr} \cdot \phi_p} \quad (18)$$

2.2.5 Entreferro mínimo

O comprimento do entreferro será determinado em função do valor de reatância síncrona em pu previamente definida no início do projeto igual a 1.

Entretanto, isto requer parâmetros que dependem do próprio entreferro, ainda desconhecido. Portanto, é necessário estimar um valor inicial de entreferro, que permitirá calcular o entreferro de maneira aproximada utilizando o critério de reação de armadura.

2.2.5.1 Critério de reação de armadura

Pyrhönen (2008) apresenta o critério de reação de armadura para determinar o valor mínimo do entreferro (l_g). Este critério parte do pressuposto de que é necessário que a força magnetomotriz do enrolamento de campo seja maior do que a força de reação de armadura, resultado da corrente que percorre as espiras da armadura. Assim, o entreferro mínimo fica dado por (19), em que A_{Pico} e B_{Pico} são os valores de pico dos carregamentos elétrico e magnético respectivamente, enquanto τ_{p_m} é o valor do passo polar em metros dado pela Equação 22.

Por fim, γ é um coeficiente cujo valor é determinado de acordo com a topologia da máquina e das características desejadas para o entreferro. Já foi determinado que o gerador sendo projetado neste trabalho é de polos salientes.

$$l_{g_ra_mínimo} \geq \gamma \cdot \tau_{p_m} \cdot \frac{A_{Pico}}{B_{Pico}} \quad (19)$$

$$A_{Pico} = \sqrt{2} \cdot A \quad (20)$$

$$B_{Pico} = \frac{\pi}{2} \cdot B_g \quad (21)$$

$$\tau_{p_m} \approx \frac{D_g \cdot \pi}{P} \quad (22)$$

Quanto à característica do entreferro, é possível escolher entre: uniforme ou variável. Um entreferro variável é mostrado na Figura 7, onde é possível constatar, dentro do círculo vermelho, um espaçamento maior na ponta da sapata polar em relação à posição em que estaria um entreferro uniforme. O objetivo do entreferro variável é contribuir para o aspecto senoidal da componente fundamental da onda de fluxo no entreferro. Em função disso foi decidido que o entreferro será variável.

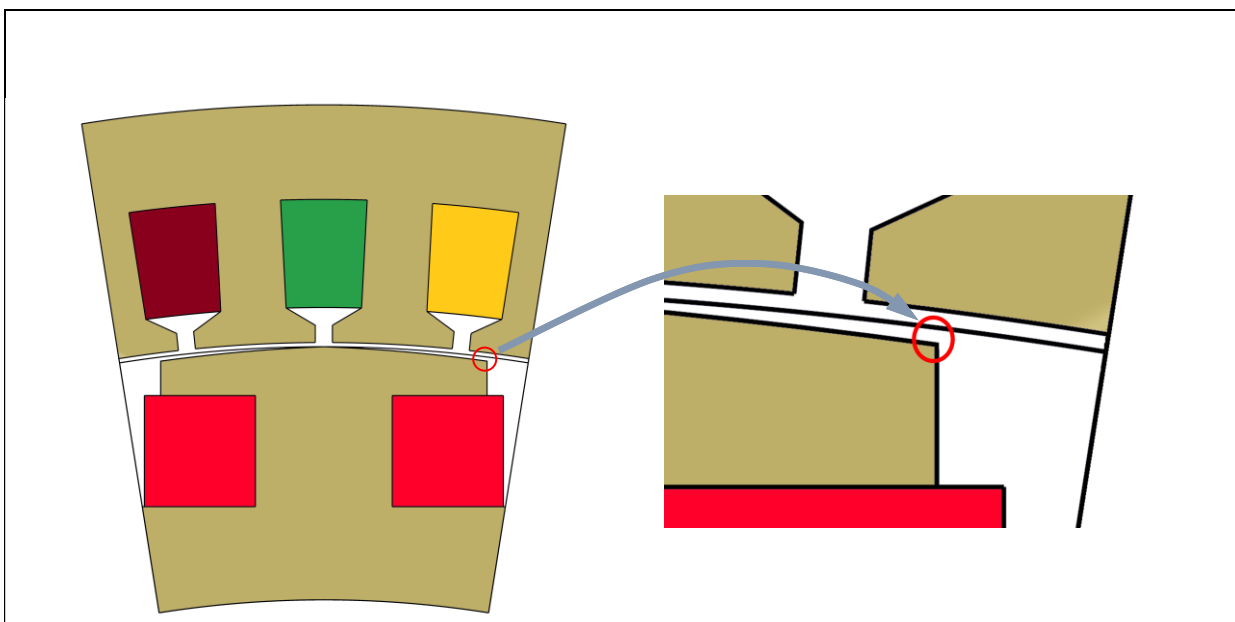


Figura 7 - Variação do entreferro
Fonte: Autoria própria

2.2.5.2 Fatores de correção: fator de Carter, fator do entreferro, fator de sapata polar e fator de forma de indução magnética

Na Figura 8, as Θ_w aberturas das ranhuras (comprimento w) do estator são pontos onde ocorre um afundamento da indução magnética no entreferro, no entanto o valor de entreferro obtido pelo critério de reação de armadura não considera tal conjectura, fazendo com que esse valor seja menor que o entreferro efetivo.

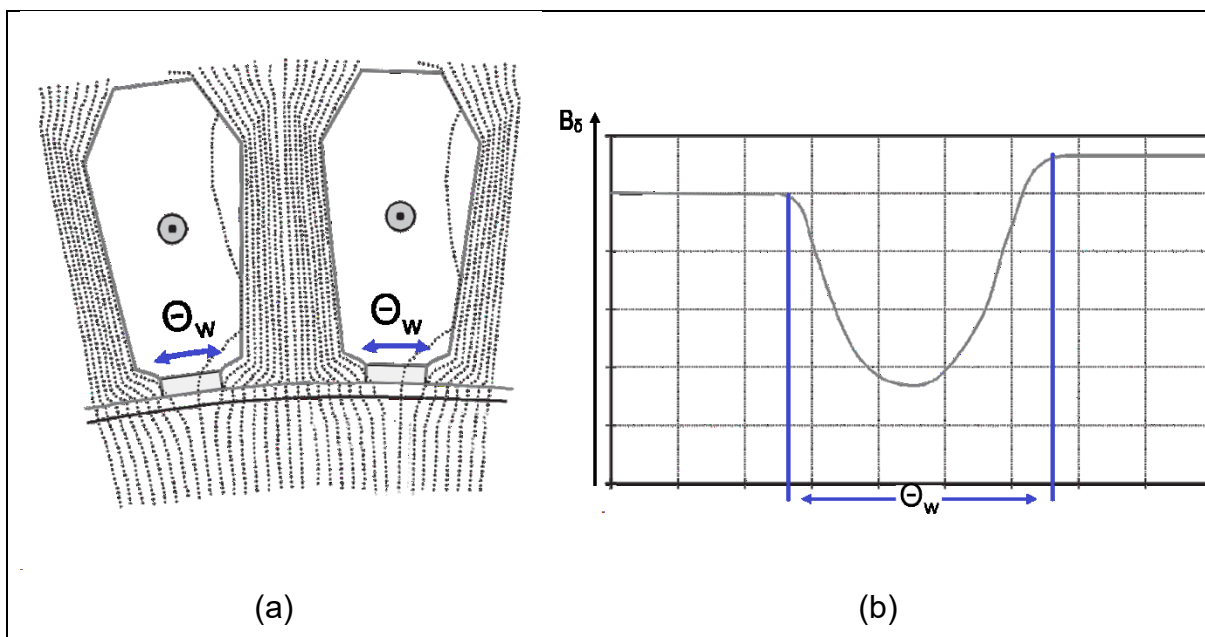


Figura 8 - (a) Abertura das ranhuras e (b) afundamento da indução magnética em função da abertura
 Fonte: Adaptado de Pyrhönen (2013)

Com o intuito de corrigir isso, em 1901, F.W. Carter propôs multiplicar o entreferro conhecido por um valor k_C , resultando no entreferro efetivo da máquina. Assim, esse fator é obtido das Equações 23 a 27.

$$K = \frac{\frac{W}{l_{g_ra}}}{5 + \frac{W}{l_{g_ra}}} \quad (23)$$

$$b_e = K \cdot W \quad (24)$$

$$\alpha_{ran} = \frac{360}{N_{ran}} \quad (25)$$

$$\tau_u = \frac{D_g}{2} \cdot \alpha_{ran} \quad (26)$$

$$k_C = \frac{\tau_u}{\tau_u - b_e} \quad (27)$$

Em que α_{ran} é o passo de ranhura em graus, τ_u é o passo de ranhura, mas em metros, κ é um fator multiplicativo e b_e é a abertura equivalente da ranhura.

No entanto, para que o valor do entreferro seja válido para uma máquina de polos salientes com entreferro variável, é necessário ainda considerar o fator de entreferro (k_δ), definido por Runcos (2018) como sendo a relação entre o entreferro médio ($\delta_{\text{médio}}$, ao longo da superfície da sapata polar) e o entreferro mínimo ($\delta_{\text{mínimo}}$, no centro da sapata polar).

$$K_\delta = \frac{\delta_{\text{Médio}}}{\delta_{\text{Mínimo}}} = 1 + \frac{2}{\pi \cdot k_{\text{Sapata}}} \cdot \left[1 - \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot k_{\text{Sapata}}\right) \right] \quad (28)$$

Em que k_{Sapata} dada pela Equação 29 representa a fração de um passo polar abrangida pela sapata polar. Um valor mais próximo de 1 significa mais ferro e menos espaço de ar entre os polos, enquanto que o valor 1 é de fato um rotor liso. Runcos (2018) afirma que este termo deve ser escolhido num intervalo entre 0,6 e 0,8 para máquinas de polo saliente; neste trabalho foi definido que $k_{\text{Sapata}} = 0,8$. Ou seja:

$$k_{\text{sapata}} = \frac{\theta_{\text{sapata}}}{\tau_p} \quad (29)$$

2.2.5.3 Novo entreferro

Uma vez que os fatores que influenciam no comprimento do entreferro efetivo foram calculados, determina-se a primeira iteração do valor de entreferro a ser usada no algoritmo do projeto ótimo. Essa iteração ainda desconsidera as componentes de fluxo disperso. Assim, o comprimento é dado pela equação (30).

$$l_{g_1_mínimo} = \frac{24 \cdot f \cdot \mu_0 \cdot D_g \cdot L_p \cdot (k_{\text{enr}} \cdot N_{\text{Fase}} / P)^2}{k_\delta \cdot k_C \cdot Z_{\text{Base}} \cdot X_{s_pu_1}} \quad (30)$$

Em que a impedância de base é simplesmente (31) e a impedância em p.u. é dada por (32), em que, como explicitado em 2.2.1, adotou-se o valor unitário.

$$Z_{\text{Base}} = \frac{3 \cdot V_{af}^2}{S_{\text{Nominal}}} \quad (31)$$

Em geral, para carga resistiva, X_{s_pu} é dado por:

$$X_{s_pu_1} = \sqrt{k^2 - 1} \quad (32)$$

2.2.6 Dimensões do estator

O primeiro passo no cálculo das dimensões do estator é determinar qual será a densidade de corrente que passará nos condutores. Para isso, Runcos (2018) traz um gráfico da densidade de corrente admissível (do condutor de cobre nas ranhuras do estator, J_{ran}) em função da relação entre a potência e a velocidade de rotação do rotor. O gráfico da máquina com sistema de refrigeração do tipo aletada, caso discutido neste trabalho, foi adaptado na Figura 9.

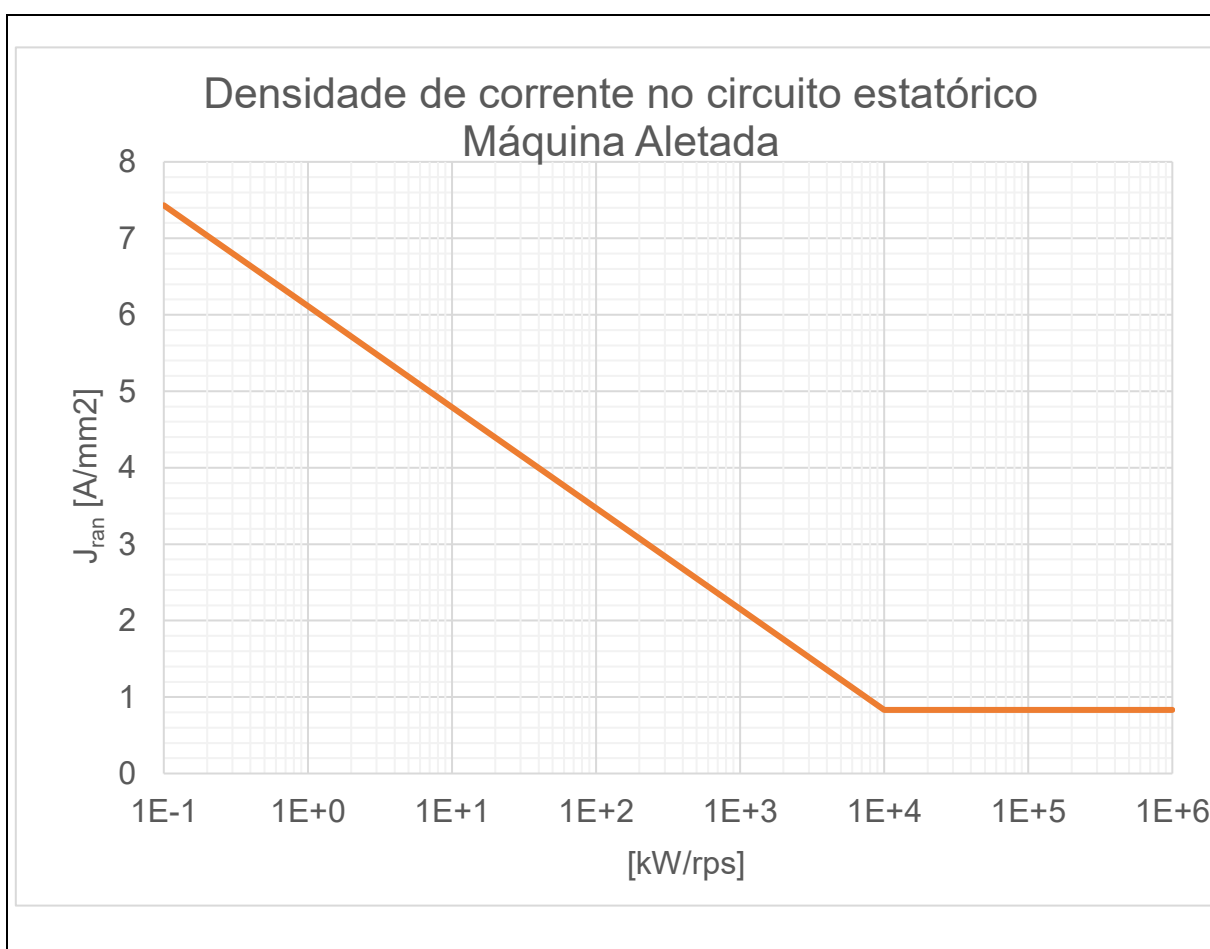


Figura 9 – Recomendação para a densidade de corrente no circuito estático
Fonte: Adaptado de Runcos (2018)

Para os valores da máquina em questão, a densidade de corrente máxima admissível é de aproximadamente 6,5 A/mm². Dessa forma, foi adotado o valor de 6 A/mm². Ainda, a corrente de armadura (I_a) pode ser obtida de forma simples com a Equação (33).

$$I_a = \frac{S_{Nominal}}{3 \cdot V_{af} \cdot FP} \quad (33)$$

Assim, a seção do fio (S_{fio}) poderia ser dada pela relação I_a/J_{ran} . E, já que o número de condutores por ranhura pode ser obtido pela Equação 34, a seção de cobre seria simplesmente a multiplicação dos dois (conforme a Equação 35).

No entanto, a dificuldade em inserir os fios nas ranhuras exige que haja um espaço de folga nelas, ou seja, é necessário inserir um fator de enchimento (S_f) que faça com que a ranhura seja maior do que a seção de cobre. Na relação S_{cu}/S_f , a literatura sugere que o fator não seja maior do que 0,5. Aqui foi escolhido que $S_f = 0,45$.

$$N_{cr} = \frac{2 \cdot m_f \cdot N_{Fase}}{N_{ran}} \quad (34)$$

$$S_{cu} = N_{cr} \cdot S_{Fio} \quad (35)$$

$$S_{ran} = \frac{S_{cu}}{S_f} \quad (36)$$

Determinados a seção da ranhura e o comprimento do entreferro, agora é possível dimensionar o que resta do estator. Primeiramente, sabe-se que o diâmetro interno do estator (D_{is}) é dado pelo diâmetro do entreferro somado ao comprimento do próprio entreferro (Equação 37). O diâmetro do estator no topo dos enrolamentos é dado por (38), e o passo de ranhura neste ponto fica dado por (39).

$$D_{is} = D_g + l_g \quad (37)$$

$$D_{ste} = D_{is} + 2 \cdot (h_{ctt} + h_{tt}) \quad (38)$$

$$S_{pte} = \frac{\pi \cdot D_{ste}}{N_{ran}} \quad (39)$$

Ainda é possível determinar a altura da coroa do estator por meio da equação de continuidade de fluxo (40) e, com ela, o diâmetro externo do estator (D_{es}).

$$h_{ys} = \frac{\phi_p}{2 \cdot L_p \cdot B_{ys}} \quad (40)$$

$$D_{es} = D_{sr} + 2h_{ys} \quad (41)$$

Em sequência, aplica-se novamente a equação da continuidade de fluxo na região dos dentes onde está presente a densidade de fluxo de pico no entreferro, num intervalo τ_u , conforme ilustrado na Fig. 6., de comprimento b_d , por onde passa a indução B_d . Note-se que este comprimento é o mesmo ao longo da altura da ranhura S_d .

$$b_d = \frac{B_{pico}}{B_d} \cdot \tau_u \quad (42)$$

E assim, a largura da ranhura no topo da ranhura (h_a) é dada pela Equação (43), enquanto que por meio de algumas relações geométricas é possível determinar a largura da ranhura no fundo da ranhura (h_b) para, posteriormente, encontrar a altura da ranhura (S_d).

$$h_a = S_{pte} - b_d \quad (43)$$

$$h_b = \sqrt{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\alpha_{ran}}{2}\right) \cdot S_{ran}^2 + h_a^2} \quad (44)$$

$$S_d = \frac{2 \cdot S_{ran}}{h_a + h_b} \quad (45)$$

2.2.7 Cálculo analítico aproximado ($X_d = X_q = X_s$) da reatância síncrona

Uma vez definidas e calculadas todas essas dimensões, é possível resolver aproximadamente um valor para as seguintes indutâncias (Equações 46 a 56 obtidas a partir de Kolzer, 2021):

- a) Indutância própria de armadura associada ao fluxo do entreferro;

$$L_{aa0} = \frac{8 \cdot \mu_0 \cdot D_g \cdot L_p \cdot (k_{enr} \cdot N_{Fase} / P)^2}{k_\delta \cdot k_C \cdot l_{g_mín} \cdot \pi} \quad (46)$$

- b) Indutância própria de armadura associada ao fluxo disperso;

$$L_{u1} = \frac{4 \cdot m_f}{N_{ran}} \cdot \mu_0 \cdot L_p \cdot N_{Fase}^2 \cdot \left[\frac{2 \cdot S_d}{3 \cdot (h_a + h_b)} \right] \quad (47)$$

$$L_{u2} = \frac{4 \cdot m_f}{N_{ran}} \cdot \mu_0 \cdot L_p \cdot N_{Fase}^2 \cdot \left[\frac{h_{tt}}{w} \right] \quad (48)$$

$$L_{u3} = \frac{4 \cdot m_f}{N_{ran}} \cdot \mu_0 \cdot L_p \cdot N_{Fase}^2 \cdot \left[\left(\frac{h_{ctt}}{h_a - w} \right) \cdot \ln \left(\frac{h_a}{w} \right) \right] \quad (49)$$

$$L_u = L_{u1} + L_{u2} + L_{u3} \quad (50)$$

c) Indutância de cabeça de bobina;

$$R = 0,447 \cdot \sqrt{S_{ran}} \quad (51)$$

$$R_e = \frac{\pi \cdot m_f \cdot q \cdot R_{Passo}}{N_{ran}} \cdot \left(\frac{D_{sr}}{2} - \frac{s_d}{2} \right) \quad (52)$$

$$L_{end} = \mu_0 \cdot R_e \cdot \frac{N_{fase}^2}{q \cdot P} \cdot \left[\ln \left(\frac{8 \cdot R_e}{R} \right) - 2 \right] \quad (53)$$

d) Indutância síncrona, e a reatância síncrona, tanto em ohms, quanto em p.u., mas desta vez considerando as componentes de dispersão.

$$L_s = \frac{3}{2} \cdot L_{aa0} + L_u + L_{end} \quad (54)$$

$$X_s = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s \quad (55)$$

$$X_{s_pu} = \frac{X_s \cdot I_a}{V_{af}} \quad (56)$$

A reatância síncrona em p.u. calculada na Equação 56 possui um valor 30% maior do que o previsto, o que representa um valor alto e um problema caso este modelo fosse puramente analítico. Isso obrigaria o projetista a refazer alguns cálculos para obter um novo valor de entreferro para a máquina. No entanto, este modelo é orientado à otimização, ou seja, o essencial é o fornecimento dessa equação ao algoritmo otimizador, o que facilita a realização das iterações por ele.

Aqui termina o equacionamento do estator da máquina, cujos valores do projeto inicial estão dispostos no Apêndice B; e uma representação didática de cada dimensão está representada na Figura 10.

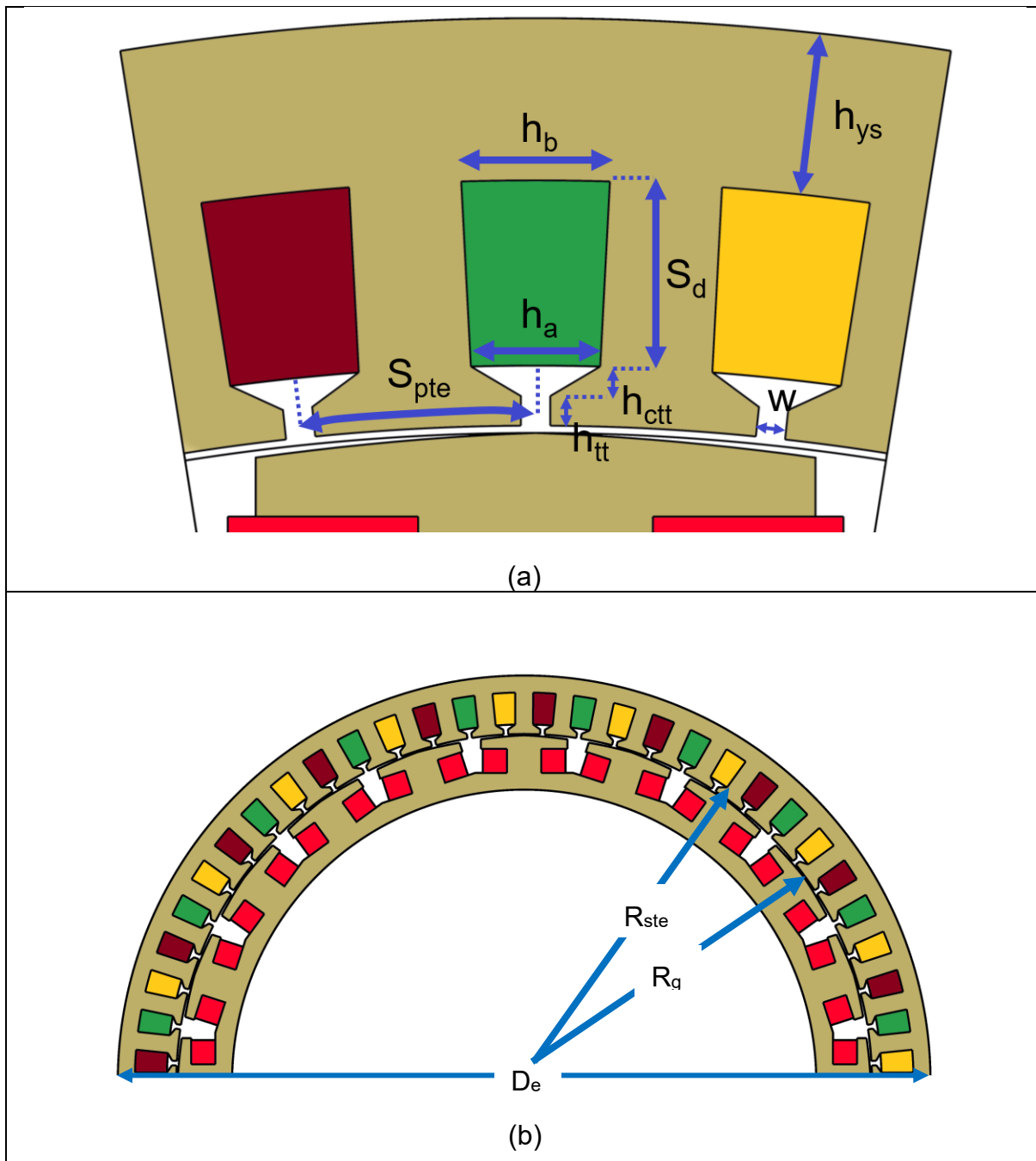


Figura 10 - (a) Corte transversal com destaque para o estator e (b) Corte transversal da máquina

Fonte: Autoria própria

2.2.8 Definições iniciais do rotor

O rotor gera o campo magnético girante responsável por estabelecer um enlace de fluxo variável nos enrolamentos de armadura que, pela lei de Faraday, dá lugar a tensões induzidas. Assim, quando carregado, o gerador fornece correntes alternadas para a carga.

Uma forma de alcançar isto é introduzir ímãs permanentes ao longo do rotor, ou enrolamentos em volta das sapatas polares por onde passa uma corrente CC. O movimento da turbina acoplada ao eixo do rotor produz a variação na posição dos ímãs/enrolamentos na velocidade angular n_m . Como eles giram juntos com o rotor, o campo magnético constante gerado por esses componentes também variará na velocidade angular n_m em relação à armadura.

A escolha entre um rotor que opere com ímãs permanentes e um rotor com bobinas baseia-se principalmente no custo, na eficiência e na conveniência ou não do controle direto da tensão nos terminais da máquina com a variação do fator de potência.

As máquinas que utilizam ímãs permanentes podem ser projetadas com ímãs de terras-raras e possibilitam uma construção compacta de alto rendimento (ERIKSSON; BERNHOFF, 2012), com alto valor final (PRAKHT, 2020).

De forma alternativa, podem ser usados ímãs de ferrita, material mais barato (U\$18,46/kg) que o neodímio (U\$126,60/kg), conforme Jang (2012). Contudo, isso afeta o rendimento da máquina: a pesquisa de Jang (2012) mostra que um gerador de ferrita projetado para desempenho similar ao da de neodímio de 1,5 kW, apresentou um volume 28% maior e 375% mais voltas de bobina no estator, e obteve perdas no cobre 275% maiores e um rendimento de 88%, 7% menor do que a máquina de neodímio. A decisão da topologia da máquina fica então sujeita à volatilidade do mercado de óxidos de terras-raras, em que há um monopólio chinês bastante significativo (BALLINGER, 2020).

Por outro lado, com um rotor bobinado, quase não há volatilidade do preço pois ele depende apenas dos valores do aço elétrico e do fio de cobre. Outra vantagem está na possibilidade de ajustar o fator de potência da máquina por meio do ajuste da corrente de campo, como se observa na Figura 11 (a). Nela, para uma determinada potência ativa e tensão específicas, as variações de corrente de armadura em função da variação da corrente de campo formam o que é conhecido por *família de curvas V*

do gerador síncrono. Já as linhas tracejadas demonstram como é possível alterar a excitação da máquina para manter o fator de potência constante numa eventual alteração de carga.

A Figura 11 (b) exibe um diagrama fasorial simplificado que demonstra como funcionam esses ajustes, em que a máquina opera com potência e tensão de terminal \hat{V}_{af} constantes, enquanto a tensão induzida \hat{E}_{af} , controlada pela corrente de excitação, varia junto com a corrente de armadura \hat{I}_a .

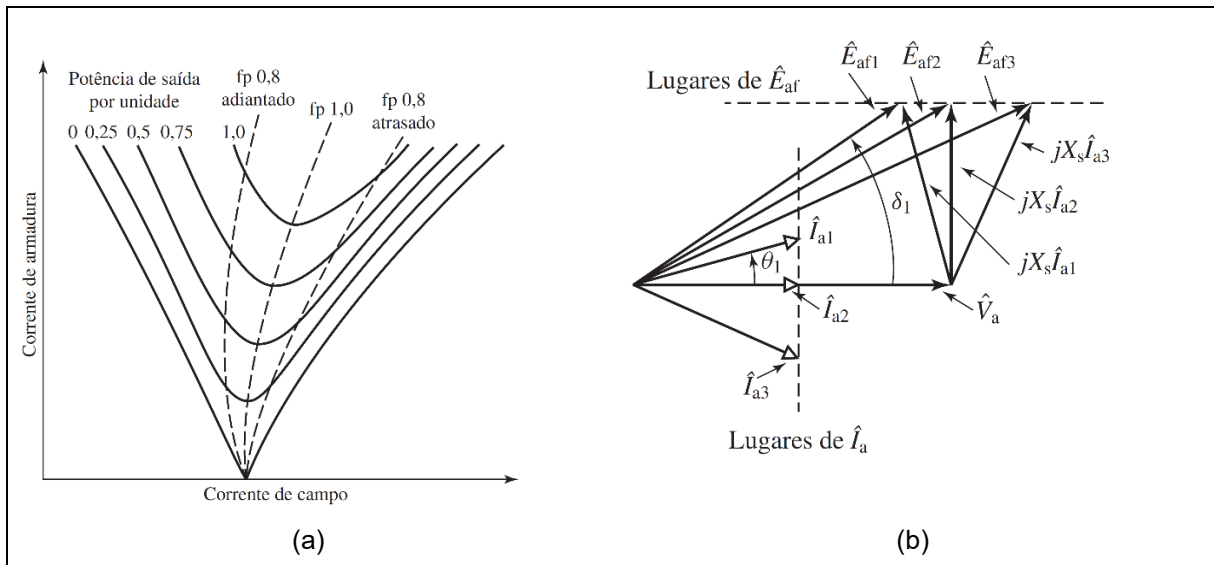


Figura 11 - (a) Forma típica das curvas V de um gerador síncrono. (b) Diagrama fasorial para operação com potência constante em tensão de terminal constante

Fonte: Umans, 2014

Note-se, no entanto, que apesar de apresentar essa vantagem de ajuste de excitação, isso também implica que deve haver um componente retificador de corrente, elevando o investimento inicial e custos com manutenção.

2.2.9 Dimensionamento do rotor

O diâmetro externo do rotor é simplesmente o diâmetro do entreferro menos o entreferro calculado na primeira iteração.

$$D_{re} = D_g - l_g \quad (57)$$

A corrente de excitação CC é o parâmetro seguinte a ser definido no dimensionamento do rotor. Para isso, Rüncos (2018) determina que essa corrente (I_{exc}) pode ser estimada a partir da corrente de armadura.

$$I_{exc} = k_{exc} \cdot I_a \quad (58)$$

O fator multiplicativo k_{exc} é retirado de um gráfico similar ao apresentado na Figura 12 que define seus limites inferiores e superiores. Sendo este um primeiro projeto, foi definido que o valor estaria aproximadamente no meio dos dois limites, ou seja, $k_{exc} = 0,35$.

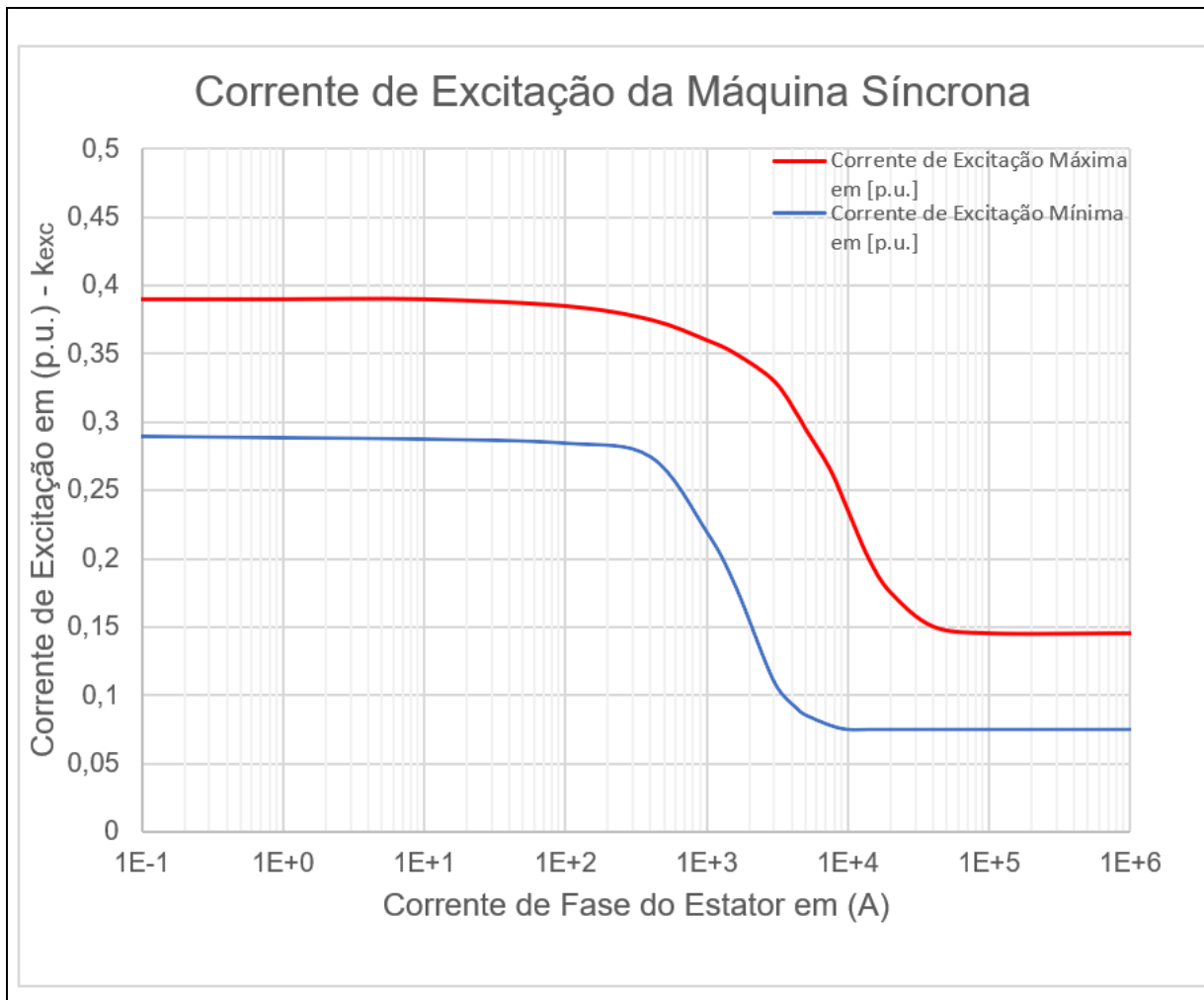


Figura 12 - Gráfico da porcentagem da corrente de excitação sugerida para a máquina síncrona
Fonte: Adaptado de Runcos (2018)

E a densidade de corrente de excitação máxima (J_{exc}) é definida da mesma forma que a densidade de corrente da armadura máxima, mas desta vez de acordo com a Figura 13. Para a máquina em questão, $J_{exc} = 6,5 \text{ A/mm}^2$.

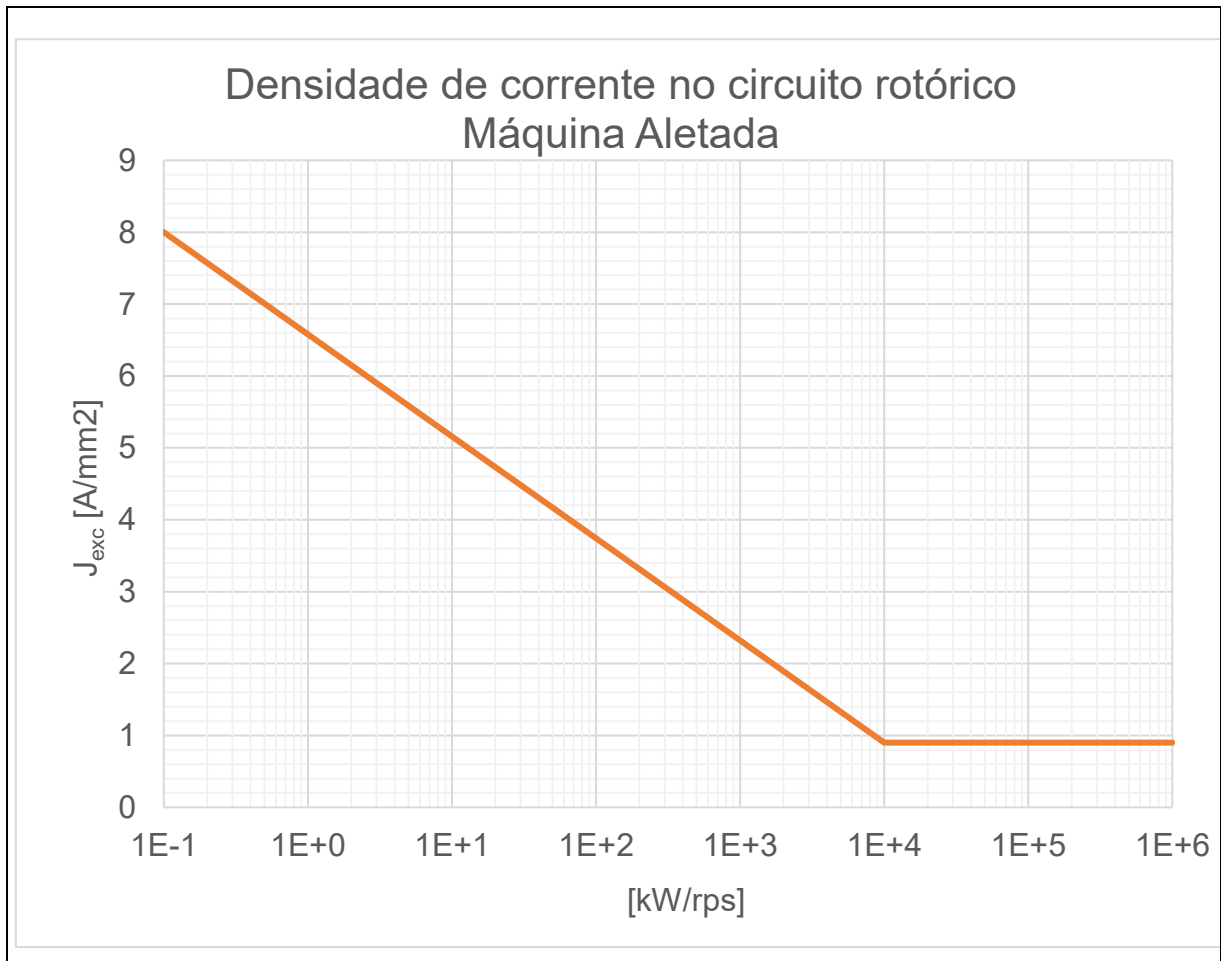


Figura 13 - Gráfico da densidade de corrente sugerida para o circuito de excitação
 Fonte: Adaptado de Runcos (2018)

Com esses dois valores, é possível encontrar a seção do fio (Equação 59).

$$S_{Fio_exc} = \frac{I_{exc}}{J_{Fio_exc}} \quad (59)$$

O próximo passo consiste em calcular o número de espiras em série por polo do rotor ($N_{Espiras_Polo}$). Para isso, é necessário levar em conta o fator da forma de indução magnética e a abertura da ranhura ($\Phi_{Abertura}$) voltada para o entreferro da máquina; esta última é feita quando se considera o fator de abertura entre as ranhuras dos polos ($k_{Abertura}$) – como se vê na Equação 61.

$$\phi_{Abertura} = \pi \cdot (1 - k_{Sapata}) \quad (60)$$

$$k_{Abertura} = \frac{\text{sen}(\phi_{Abertura}/2)}{\phi_{Abertura}/2} \quad (61)$$

A seguir, vê-se que o fator de forma de indução, de acordo com Rüncos (2018), trata da relação entre a amplitude da componente fundamental da onda de indução (formato de senoide) e a componente real da indução no polo da máquina (onda quadrada), ambas representadas na Figura 14.

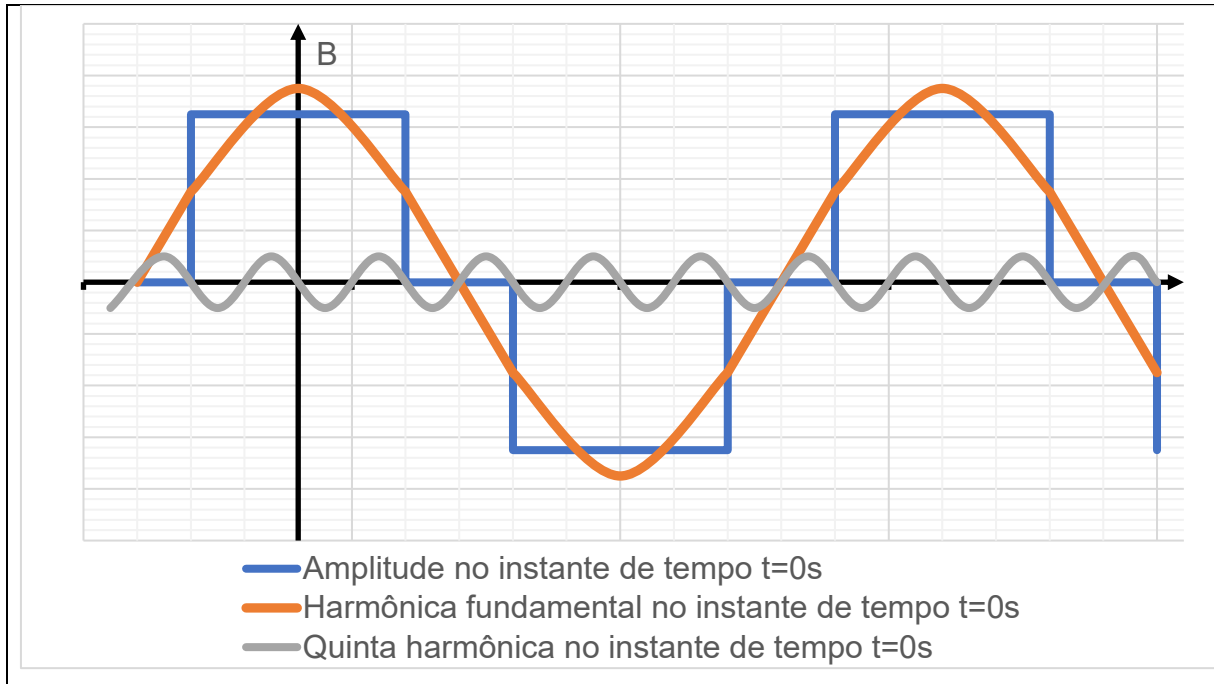


Figura 14 - Componentes da indução magnética no polo da máquina
 Fonte: Adaptado de Rüncos (2018)

Esta relação para uma máquina de polos salientes é determinada com a Equação 62.

$$k_{Forma_Indução} = \frac{4}{\pi} \cdot \text{sen} \left(k_{Sapata} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (62)$$

Isso torna possível o cálculo de $N_{Espiras_Polo}$, bem como a área mínima (S_{cu_Polo}) necessária para pôr os fios de cobre. É preciso considerar, no entanto, que apesar de ser mais fácil a passagem das bobinas no rotor quando comparada à do estator, ainda não é possível preencher toda a ranhura com os fios. Para isso existe o fator de preenchimento S_{f_Polo} , cujo valor será de 0,7.

$$N_{Espiras_Polo} = \frac{k_{Forma_Indução} \cdot \Phi_p \cdot k_{\delta} \cdot I_g \cdot k_C}{2 \cdot \mu_0 \cdot A_p \cdot k_{Abertura} \cdot I_{exc}} \quad (63)$$

$$S_{cu_Polo} = N_{Espiras_Polo} \cdot S_{Fio_exc} \quad (64)$$

$$S_{ran_Polo} = \frac{S_{cu_Polo}}{S_{f_Polo}} \quad (65)$$

As últimas das especificações iniciais que são determinadas pelo projetista e que ainda não foram mencionadas até o momento tratam da espessura do corpo polar, $e_{cp} = 4 \text{ mm}$, e da relação entre a altura e a largura das ranhuras dos polos, Equação 66, que será definida neste projeto como sendo unitária.

$$rel_{hrp_wrpo} = \frac{h_{rp}}{w_{rpo}} = 1 \quad (66)$$

Essas dimensões estão ilustradas na Figura 15, junto das dimensões restantes do rotor, cujas equações são definidas de 67 a 75. e cujos valores podem ser vistos na Tabela 3.

$$w_{rpo} = \sqrt{\frac{S_{ran_Polo}}{rel_{hrp_wrpo}}} \quad (67)$$

$$h_{rp} = rel_{hrp_wrpo} \cdot w_{rpo} \quad (68)$$

$$h_{yr} = \frac{\phi_p}{2 \cdot L_p \cdot B_{ys}} \quad (69)$$

$$b_{cp} = \frac{\phi_p}{B_{cp} \cdot L_p} \quad (70)$$

$$\theta_{Sapata_Polar} = k_{Sapata} \cdot \frac{2 \cdot \pi}{P} \quad (71)$$

$$l_{g_máx} = l_{g_mín} \cdot \left(1 + \text{sen} \left(\frac{P \cdot \theta_{sp}}{4} \right) \right) \quad (72)$$

$$w_{lrp} = 2 \cdot \left[\left(\frac{D_{is}}{2} - l_{gmáx} \right) \cdot \cos \left(\frac{\theta_{sp}}{2} \right) - e_{cp} - h_{rp} \right] \cdot \tan \left(\frac{\pi}{P} \right) \quad (73)$$

$$w_{rp} = \frac{w_{lrp} - b_{cp}}{2} \quad (74)$$

$$b_{rp} = \left(\frac{D_{is}}{2} - l_{g_m\acute{a}x} \right) \cdot \text{sen} \left(\frac{\theta_{sp}}{2} \right) - \frac{b_{cp}}{2} \quad (75)$$

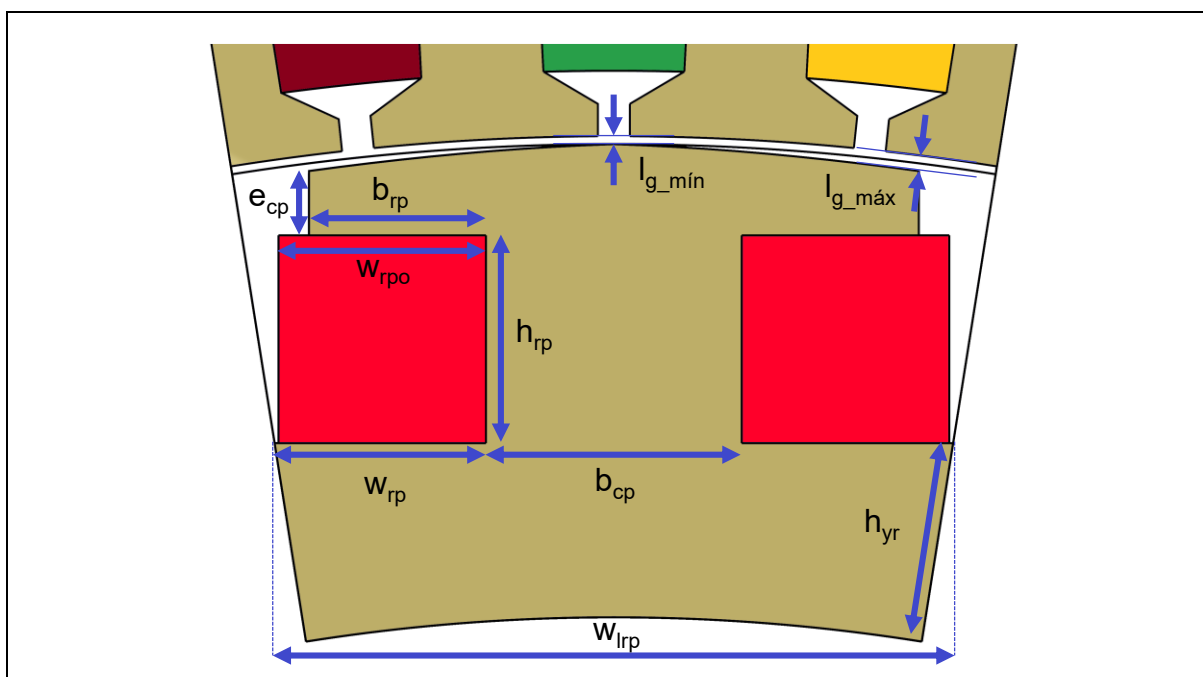


Figura 15 - Corte transversal do gerador com destaque para o rotor
Fonte: Autoria própria

Parâmetros do rotor	Descrição	Valor	Unidade
b_{cp}	Espessura do ferro entre os condutores dos polos	16	mm
b_{rp}	Largura total da ranhura polar próximo do entreferro	11,18	mm
D_{re}	Diâmetro externo do rotor	295,53	mm
e_{cp}	Espessura do corpo polar	4	mm
h_{rp}	Profundidade da ranhura polar	10,24	mm
h_{yr}	Altura da coroa do rotor	7,27	mm
w_{lrp}	Comprimento de cada lado da roda polar	41,74	mm
w_{rpo}	Largura da ranhura polar ocupada por fio	10,24	mm
w_{rp}	Largura total disponível da ranhura polar próxima da roda polar	13,61	mm
b_{cp}	Espessura do corpo do polo	16	mm

Tabela 3 - Dimensões obtidas para a sapata polar e o rotor da máquina
Fonte: Autoria própria

2.2.10 Volumes e massas do aerogerador

Os cálculos dos volumes, apesar de complexos, abrangem somente conhecimentos geométricos e, por isso, entram neste trabalho apenas como

apêndice. A partir dos volumes obtidos, tendo o conhecimento das densidades dos materiais, é possível o cálculo das massas que compõem o material ativo dessa primeira máquina. Essas massas estão discriminadas na Tabela 4 e serão posteriormente usadas como base para comparação com a máquina ótima.

Tabela 4 - Massas dos materiais ativos do aerogerador

Parâmetro	Descrição	Peso (kg)
$m_{cu_armadura}$	Massa de cobre dos fios do circuito da armadura	4,09
m_{cu_campo}	Massa de cobre dos fios do circuito de campo	3,41
$m_{fe_coroa_estator}$	Massa de ferro da coroa do estator	4,30
m_{fe_dentes}	Massa de ferro dos dentes do estator	4,88
$m_{fe_estator}$	Massa de ferro do estator	9,20
m_{fe_rotor}	Massa de ferro do rotor	7,07
m_{t_cu}	Massa total de cobre	7,51
m_{t_fe}	Massa total de ferro	16,27
m_t	Massa total dos materiais ativos do aerogerador	23,79

Fonte: Autoria própria

2.2.11 Cálculo das perdas e da eficiência

De posse do comprimento médio das espiras do rotor ($L_{méd_armadura}$) e do estator ($L_{méd_campo}$), calculam-se as resistências dos dois circuitos para uma temperatura de operação da máquina. Estima-se que 100 °C é uma temperatura condizente para seu funcionamento.

$$R_{1f_100} = \left(\frac{N_{Fase} \cdot L_{méd_armadura} \cdot T_{cu}}{S_{Fio}} \right) \cdot [1 + \alpha_{20} \cdot (T_{cu} - 20)] \quad (76)$$

$$R_{campo_100} = \left(\frac{N_{Fase} \cdot L_{méd_campo} \cdot T_{cu}}{S_{Fio_exc}} \right) \cdot [1 + \alpha_{20} \cdot (T_{cu} - 20)] \quad (77)$$

A passagem da corrente elétrica nessas resistências causa o aquecimento do condutor e conseqüentemente ocorre a perda de energia útil sob forma de calor, fenômeno conhecido por efeito Joule. Essa dissipação de energia afeta não somente o rendimento do gerador, mas também diminui a vida útil da máquina se a temperatura no ponto mais quente dos enrolamentos for maior do que o limite estabelecido pela

classe de isolamento. Dependendo do grau de calor dissipado, os danos ao isolamento dos condutores, bem como aos próprios condutores serão tamanhos (ou ocorrerão com tal frequência) que a máquina, num ponto ou outro, requererá manutenção corretiva, representando um custo considerável.

Nas três fases do circuito de armadura, a potência perdida pelo efeito Joule é dada pela Equação 78, enquanto as perdas no enrolamento de campo são dadas pela Equação 79.

$$P_{cu_armadura} = 3 \cdot I_{Fase}^2 \cdot R_{1f_100} \quad (78)$$

$$P_{cu_campo} = 3 \cdot I_{exc}^2 \cdot R_{campo_100} \quad (79)$$

Existem também as perdas no ferro. O modelo a ser usado para o cálculo das perdas é o mesmo utilizado por Kolzer (2017), que foi proposto por Fiorillo e Novikov (1990) e leva em consideração as perdas por histerese magnética, por correntes de Foucault e outras perdas excedentes. Kolzer (2017, p. 91) lembra que este modelo parte dos seguintes pressupostos:

As perdas no ferro do rotor, decorrentes de componentes harmônicos de indução magnética, são desprezíveis;

As perdas no ferro do estator são produzidas apenas pela componente fundamental da indução magnética nos dentes e na coroa do estator.

Dessa forma, os parâmetros da Tabela 5, cujos valores são fornecidos por Batistela (2001), para o aço elétrico E230 serão utilizados em conjunto com a Equação 80, fornecida por Fiorillo e Novikov (1990). Os cálculos foram feitos com cada massa em separado e depois somados.

Tabela 5 - Parâmetros para cálculo das perdas do aço elétrico E230

Parâmetro	Descrição	Valor
k_{cf}	Coeficiente de perdas por correntes de Foucault	$1,24 \cdot 10^{-4}$
k_e	Coeficiente de perdas excedentes	$3,39 \cdot 10^{-4}$
k_h	Coeficiente de perdas por histerese	$1,68 \cdot 10^{-4}$
a_{hist}	Expoente de histerese	1,67

Fonte: Batistela (1990)

$$P_{fe} = (k_h \cdot f \cdot B_{max}^{a_{hist}} + k_c \cdot f^2 \cdot B_{max}^2 + k_e \cdot f^{1,5} \cdot B_{max}^{1,5}) \cdot m_{fe} \quad (80)$$

Observa-se que as perdas mecânicas, que envolvem perdas por atrito e por ventilação, serão estimadas como 0,5% da potência de saída do gerador, tal qual é sugerido em Grauers (1996). A potência de saída é dada simplesmente pela Equação 81.

$$P_{Saída} = 3 \cdot V_{af} \cdot I_{Fase} \cdot FP \quad (81)$$

Por fim, é possível calcular o rendimento do gerador pela Equação 82.

$$\eta\% = \frac{P_{Saída}}{P_{Saída} + P_{cu} + P_{fe} + P_{mec}} \cdot 100 \quad (82)$$

E os resultados das perdas e do rendimento podem ser observados na Tabela 6. Note-se que as altas perdas e o baixo rendimento não invalidam o modelo proposto, pois, lembrando mais uma vez, este modelo é direcionado à otimização, e é nesse passo que será escolhido o valor mínimo do rendimento que a máquina deverá apresentar.

Tabela 6 - Perdas, potência de saída e rendimento da máquina inicial

Parâmetro	Descrição	Valor
P_{cu}	Perdas no cobre a 100 °C	739,05
P_{fe}	Perdas no ferro	33,74
P_{mec}	Perdas mecânicas	6,53
$P_{Saída}$	Potência de saída na carga	1306,89
$\eta\%$	Rendimento	62,64

Fonte: Autoria própria

2.2.12 Fator de *skew* (ou fator de inclinação)

O ato de inclinar as ranhuras do rotor, do estator ou de ambos de forma a deslocar o enrolamento em um número X de ranhuras com o objetivo de diminuir os efeitos harmônicos é conhecido por *skew*.

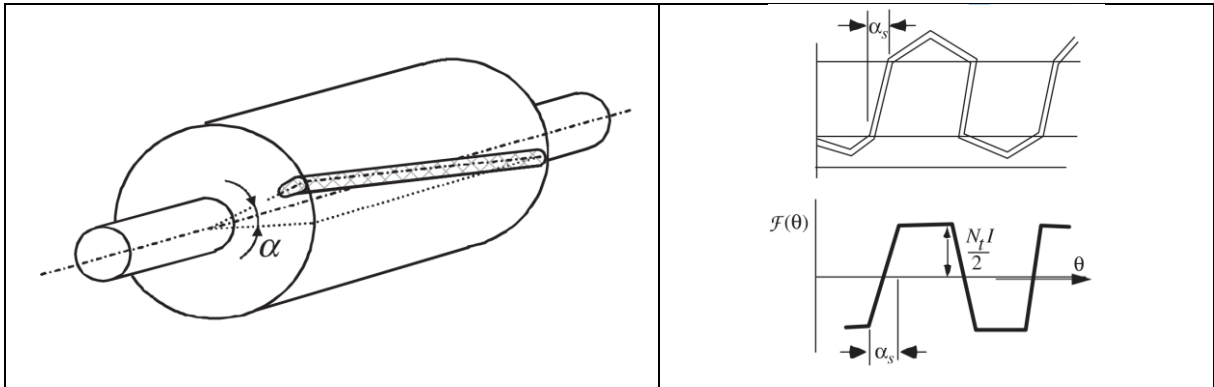


Figura 16 - Demonstração do skew no rotor e sua influência sobre a forma de onda da FMM
 Fonte: Wiley (2017)

Como aponta Lipo (2017), o efeito dessa inclinação é observado diretamente na força magnetomotriz produzida no entreferro, que agora fica dependente da posição axial da máquina. A onda ainda é quadrada “na média”, mas ela apresenta um formato trapezoidal com as inclinações observadas na Figura 16. As componentes harmônicas da FMM resultante podem ser obtidas utilizando a série de Fourier; e o fator multiplicativo, que será denominado fator de *skew* (k_{skew}) que acompanha a componente fundamental causará uma leve diminuição da FEM a troco de uma significativa melhora no aspecto de sua forma, que se aproximará mais de uma senoide.

$$FMM = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N_{Fase}}{P} \cdot I_a \cdot k_{skew} \quad (83)$$

$$k_{skew} = \frac{\text{sen}\left(\frac{N_{ran_desl} \cdot \pi \cdot p}{N_{ran}}\right)}{\frac{N_{ran_desl} \cdot \pi \cdot p}{N_{ran}}} \quad (84)$$

2.2.13 Simulação utilizando o método dos elementos finitos (*software* EFCAD)

O processo de simulação começa pelo desenho da máquina. Este é realizado com um código no Gmesh, *software* capaz de apresentar o desenho completo da máquina, o que é útil para observar possíveis anormalidades e incongruências do gerador (linhas não se cruzam, não há pontos faltantes ou sobressalentes, etc.). Em sequência, adapta-se o código para o Matlab que possui a

função de traduzir tal desenho em algo que o simulador de elementos finitos, nesse caso o EFCAD, consiga interpretar.

A simulação não requer o desenho por completo da máquina, mas apenas um setor simétrico, ou seja, um único polo, dado que o EFCAD fornece a opção de completar uma simetria anti-periódica (a partir de um polo norte ou sul, o *software* interpreta os outros n setores simétricos de toda a máquina, sem necessariamente tê-los desenhados), ou mesmo periódica, caso o desenho apresente um polo norte seguido de um sul.

Simula-se a máquina das seguintes formas: 1) a vazio com rotação e 2) com carga e com rotação. Essas simulações servem para descobrir quais as formas de onda esperadas da FEM, tensão, corrente, torque e fluxo magnético da máquina, bem como a presença de harmônicos e sua quantificação. Por outro lado, há também uma terceira simulação feita para obter as indutâncias próprias de duas fases em série (máxima e mínima) para efeitos de, não somente comparar os resultados obtidos de forma analítica, mas principalmente para obter a relação X_q/X_d que será utilizada como ponto de partida na otimização.

A partir desses valores, faz-se possível enfim utilizar o diagrama fasorial completo de máquinas de polos salientes, Figura 2 (a), para calcular analiticamente o valor de tensão de terminal V_{af} .

$$\delta_L = \text{atan} \left(\frac{I_a \cdot X_q \cdot \cos(\varphi) - I_a \cdot R_a \cdot \text{sen}(\varphi)}{V_{af} - I_a \cdot X_q \cdot \text{sen}(\varphi) + I_a \cdot R_a \cdot \cos(\varphi)} \right) \quad (85)$$

$$V_{af} = \frac{E_{af} - X_d \cdot I_a \cdot \text{sen}(\delta_L + \varphi)}{\cos(\delta_L)} \quad (86)$$

2.2.14 Otimização da máquina com o *software* CADES 2.12

O objetivo da otimização de uma máquina, com base em Carlson (2013), é determinar parâmetros de projeto que respeitem as restrições impostas por especificações principais de entrada (EPEs) - citam-se a velocidade nominal, a potência e a tensão - para obter o valor ótimo do que será denominada 'função objetivo', limitada sempre a um único parâmetro (um custo mínimo, ou um rendimento mínimo).

O modelo orientado à otimização não requer que todas as relações entre as características da máquina sejam diretas. Nesta modelagem, devem existir variáveis implícitas para dar ao *software* otimizador um grau de liberdade que lhe permita calcular diferentes valores em diversas iterações até encontrar a máquina ótima para um determinado conjunto de equações.

Nesse sentido, uma modelagem orientada à otimização que for precisa resulta numa máquina ótima precisa. Isso porque a otimização apresenta seus resultados dentro das imposições que foram especificadas em seu código. Então, num caso em que o projetista desconsidera a resistência de armadura e o fluxo disperso na etapa de otimização, o *software* também os desconsiderará; isso faz com que a máquina ótima resultante tenha seu funcionamento comprometido quando seu desempenho é simulado por meio de um *software* de análise de elementos finitos que consideraria tais fatores por exemplo. É possível afirmar assim que as imprecisões no modelo de dimensionamento orientado à otimização resultarão em uma máquina com desempenho aquém do previsto no projeto.

Segundo Carlson (2013), as considerações que devem ser feitas no projeto podem ser divididas nas seguintes categorias:

- N parâmetros de design (D_{Pi}): considera os parâmetros de construção (ou geométricos) da máquina, bem como características do enrolamento;
- K performances (P_{erfk}): considera características físicas (como torque e correntes), como também as restrições físicas (como induções e densidades de corrente) da máquina.

Sugere-se que um “bom” projeto decorre, em geral, de uma precisa e suficiente fixação de (alguns) valores dos conjuntos de parâmetros N e K.

Pode parecer lógico pensar que os parâmetros finais obtidos da otimização estarão próximos dos valores iniciais inseridos. No entanto, percebe-se na pesquisa de Carlson (2013) que isto nem sempre acontece, pois a otimização altera, num processo de refinamento, os valores dos parâmetros desde a primeira iteração até a região ótima que pode estar próxima ou não dos valores iniciais.

Note-se ainda que, porque o modelo de dimensionamento é analítico (ou semi-analítico), é necessário ainda validá-lo. Esta etapa do processo pode ser realizada novamente com o uso de um programa de elementos finitos.

Com essas considerações, a utilização do CADES neste projeto se dá por meio de 3 dos seus 5 módulos: *Generator*, *Calculator* e *Optimizer*.

2.2.14.1 Component Generator

No *Generator* é escrito o código contendo as equações do modelo em uma linguagem muito próxima de C, mas com particularidades próprias do *software*, denominada SML (*System Modeling Language*).

The screenshot shows the Component Generator - 2.12 interface. The main window displays SML code for calculating initial values for a generator model. A small dialog box titled 'Information' is overlaid on the code, displaying the message 'ICAr generated with success' and an 'OK' button.

```

105. //Comprimento axial inicial (m)
106. aaIp_inicial = aaBel_Ip_Dg_inicial*aaDg_inicial;
107.
108. //Fluxo por polo inicial
109. aaA_polo_inicial = pi*aaDg_inicial*aaIp_inicial/P;
110. aaFluxo_polo_ag_inicial = aaB_ag_inicial*aaA_polo_inicial;
111.
112. //Número de espiras em série por fase inicial
113. aaNfase_inicial = K_R_fase_Vfn_rms*Vfn_rms/(sqrt(2)*pi*f*Kenr*aaFluxo_polo_ag_inicial);
114.
115. //Passo polar no entreferro (m) (Não uso um inicial?)
116. //aatau_p_ag = pi*aaDg_inicial/P;
117.
118. //Entreferro mínimo pelo critério de FMM
119. aaag_min_FMM = gama*tau_p_ag*aaAa/aaB_ag_pico_inicial;
120.
121. //Fator de Carter
122. aaaKappa = (w/aaag_inicial)/(5*w/aaag_inicial);
123. aaabe = aaaKappa*w;
124. aaatau_u = aaDg_inicial*alfaran/2;
125. aaakC = aaatau_u/(aaatau_u-aaabe);
126.
127. //Reatância síncrona inicial obtida do diagrama simplificado para carga resistiva
128. aaXs_pu = sqrt(K_R_fase_Vfn_rms*K_R_fase_Vfn_rms-1);
129. //aaXd = aaXs_pu;
130.
131. //Impedância de base
132. Zbase = 3*Vfn_rms*Vfn_rms/aaSnom_inicial;
133.
134. //Cálculo do entreferro a partir da reatância síncrona em pu
135. aaag = (24*f*mi_0*aaDg_inicial*aaIp_inicial*(Kenr*aaNfase_inicial/P)*(Kenr*aaNfase_inicial/P))/(Zbase*aaXs_pu*aaakC*K_delta);
136.
137. //Valor inicial da corrente de fase
138. aaI_fase_inicial = aaSnom_inicial/(3*Vfn_rms);

```

Figura 17 - Tela retirada do Component Generator do CADES

Fonte: Autoria própria

Pode-se dizer que as equações escritas neste módulo poderiam ser divididas em três tipos:

1) Equações do modelo de dimensionamento: o algoritmo vai trabalhar um modelo inicial que calculará, a partir de alguns poucos parâmetros pré-definidos pelo usuário, bem como outros parâmetros com um intervalo possível de resultados (também definidos pelo usuário) e fornecerá valores base, para que as equações de otimização possam ter um ponto de partida. No código implantado neste projeto, são as equações com variáveis precedidas do prefixo “aa”;

2) Equações do modelo de dimensionamento orientado otimização: é necessário que, a partir dos parâmetros da máquina inicial, seja possível ao algoritmo fazer a otimização da máquina. Estas equações são escritas de forma a possibilitar este processo. Nelas o usuário define as restrições de dimensões, desempenho etc. Também nestas equações são incluídos os parâmetros que foram previamente omitidos: L_d , L_q e R_a , derivados do diagrama fasorial completo do gerador (Figura 2

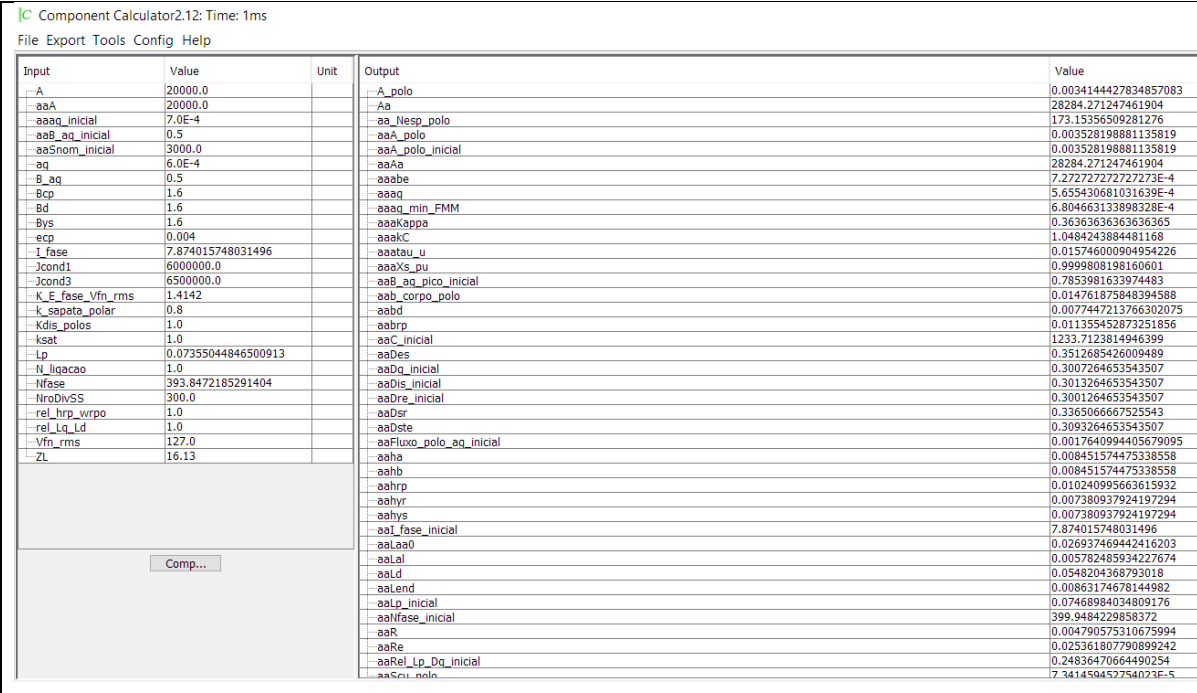
(a)). Isso é possível porque nas etapas finais das iterações anteriores, após a simulação pelo método dos elementos finitos, foram obtidos os valores de tais parâmetros que servem de base à otimização;

3) Equações implícitas: são equações, de certa forma, adaptadas para fornecer o grau de liberdade necessário para a otimização. Elas fazem o intercâmbio entre as equações iniciais e as equações de otimização, e são equivalentes ao erro máximo desejado em algoritmos iterativos. Têm, portanto, valores na ordem de 10^{-5} . No código implantando neste projeto, são as equações *Cimp*.

Após a escrita das equações, caso o código esteja correto, este módulo gera um arquivo *.icar, que é importado no próximo componente, o *Calculator*.

2.2.14.2 Component Calculator

O *Calculator* é basicamente uma calculadora com uma interface que facilita os cálculos.



The screenshot shows the 'Component Calculator' window with a menu bar (File, Export, Tools, Config, Help) and a title bar. The main area is divided into two columns: 'Input' and 'Output'. The 'Input' column lists parameters like A, aaA_inicial, aaB_eq_inicial, etc., with their respective values and units. The 'Output' column lists corresponding parameters like A_polo, aa_polo, aaA_polo_inicial, etc., with their calculated values. A 'Comp...' button is visible at the bottom left of the input table.

Input	Value	Unit	Output	Value
A	20000.0		A_polo	0.0034144427834857083
aaA_inicial	20000.0		aa_polo	28284.271247461904
aaB_eq_inicial	7.0E-4		aa_Nesp_polo	173.153565092812276
aaB_eq_inicial	0.5		aaA_polo	0.003528198881135819
aaShom_inicial	3000.0		aaA_polo_inicial	0.003528198881135819
aa	6.0E-4		aaAa	28284.271247461904
B_eq	0.5		aaabe	7.272727272727273E-4
Bcp	1.6		aaag	5.655430681031639E-4
Bd	1.6		aaag_min_FMM	6.804663133898328E-4
Bys	1.6		aaakappa	0.36363636363636365
ecp	0.004		aaakC	1.0484243884481168
I_fase	7.874015748031496		aaatau_u	0.015746000904954226
Jcond1	6000000.0		aaaxs_pu	0.9999808198160601
Jcond3	6500000.0		aaB_ag_pico_inicial	0.7853981633974483
K_E_fase_Vfn_rms	1.4142		aaB_corpo_polo	0.014761875848394588
k_sapata_polar	0.8		aaBd	0.0077447213766302075
Kdis_polos	1.0		aaBrrp	0.011355452873251856
ksat	1.0		aaC_inicial	1233.7123814946399
Lp	0.07355044846500913		aaDes	0.3512685426009489
N_liqcao	1.0		aaDg_inicial	0.3007264653543507
Nfase	393.8472185291404		aaDis_inicial	0.3013264653543507
NroDivSS	300.0		aaDre_inicial	0.3001264653543507
rel_hrp_wrpo	1.0		aaDsr	0.3365066667525543
rel_Lq_Ld	1.0		aaDste	0.3093264653543507
Vfn_rms	127.0		aaFluxo_polo_eq_inicial	0.001764099403679095
ZL	16.13		aaHs	0.008451574475338558
			aaHb	0.008451574475338558
			aaHrp	0.010240995663615932
			aaHyr	0.007380937924197294
			aaHys	0.007380937924197294
			aaI_fase_inicial	7.874015748031496
			aaLaa0	0.026937469442416203
			aaLal	0.005782485934227674
			aaLd	0.0548204368793018
			aaLend	0.008631746781444982
			aaLp_inicial	0.07468984034809176
			aaNfase_inicial	399.8484229858372
			aaR	0.004790575310675994
			aaRe	0.025361807790899242
			aaRel_Lp_Dg_inicial	0.24836470664490254
			aaScu_polo	7.341459452254023E-5

Figura 18 - Tela retirada do *Component Calculator* do CADES
Fonte: Autoria própria

No *Calculator*, o projetista insere os valores de entrada para os parâmetros que ele mesmo configurou como entrada no *Generator*, como, por exemplo, número de polos, frequência, induções magnéticas, entre outros. O *Calculator* pode gerar um

arquivo *.val com essas entradas e fornece os resultados em forma de tabela que serão usados no próximo módulo, o *Optimizer*.

2.2.14.3 Component Optimizer

Essas saídas servirão de base para a otimização no componente *Optimizer*, onde é escolhida a função objetivo e os intervalos dos parâmetros que variarão para atingir a função objetivo.

Os parâmetros podem ser de entrada ou de saída, a depender de como foram escritas as equações. Se o parâmetro não é calculado nas iterações do código, então será de entrada. Caso o parâmetro dependa do resultado de outro, será de saída.

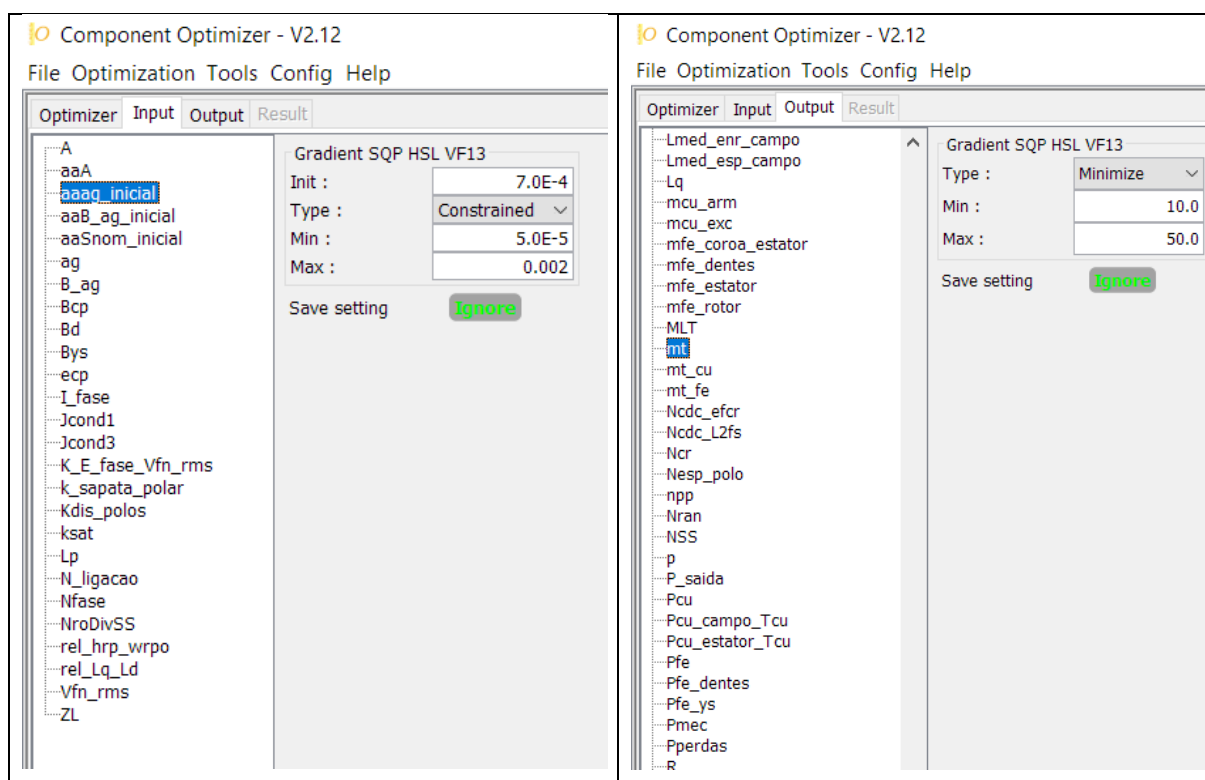


Figura 19 - Tela retirada do *Component Optimizer* do CADES mostrando alguns dos parâmetros de entrada (à esquerda) e alguns dos de saída (à direita)
Fonte: Autoria própria

Tal qual foi dito anteriormente, o número de iterações para atingir a função objetivo depende da coerência das equações em conjunto com um bom código. No caso deste projeto, foram necessárias apenas 13 iterações (ou 461 ms) para isso.

Component Optimizer - V2.12 - Done (13 iterations, 499ms)
File Optimization Tools Config Help

Optimizer Input Output Result

Optimizer message : (Objective value = 23.25670036342439)
SOLUTION 1 with the required precision.
Best Result - 1/1

Input name	Input value	Output name	Output value
--A	12574.625212970048	--A_polo	0.002696661492571542
aaa	20000.0	aa	17783.20551794091
aaaq_inicial	7.0E-4	aa_Nesp_polo	273.01071139015374
aaB_eq_inicial	0.5	aaA_polo	0.0033594684683355123
aaSnm_inicial	3000.0	aaA_polo_inicial	0.0033594684683355123
aa	6.0E-4	aaAa	28284.271247461904
B_aq	0.5665801075843779	aaAbe	7.27222222222222E-4
Bcp	1.6	aaAq	6.008188394905776E-4
Bd	1.6	aaAq_min_FMM	6.639958819067339E-4
Bys	1.6	aaAqppa	0.36363636363636365
ecp	0.004	aaAfc	1.0496852367116754
I_fase	5.0	aaAtau_u	0.01536487486838982
Jcond1	4281147.161305007	aaAxs_pu	0.8523674565495816
Jcond3	4853142.158474913	aaB_eq_pico_inicial	0.7853981633974483
k_E_fase_vfn_rms	1.313974992526419	aaB_corpo_polo	0.01404637018915546
k_sapata_polar	0.8	aaBd	0.008594243629151588
kdis_polos	1.0	aaBrp	0.0110779572091943
kstat	1.0	aaC_inicial	1327.815262720565
Lp	0.05297223927465363	aaBes	0.34718610160174457
N_ligacao	1.0	aaDg_inicial	0.293447494235121
Nfase	427.54830425945397	aaDis_inicial	0.294047494235121
NrobnSS	36.0	aaDre_inicial	0.292847494235121
rel_hrp_wrp	1.0	aaDsr	0.3327815314126281
rel_La_Ld	0.738	aaDste	0.302047494235121
vfn_rms	127.0	aaFluxo_polo_aq_inicial	0.0016797342341677562
ZL	25.400050800101603	aaHa	0.0072202826186252771
		aaHb	0.0072202826186252771
		aaHrp	0.011859007431355612
		aaHyr	0.00720228509455773
		aaHys	0.00720228509455773
		aaI_fase_inicial	7.874015748031496
		aaLa0	0.0243944647361025
		aaLa1	0.004176849394722031
		aaLd	0.0507672843783293
		aaLend	0.009999181938978152
		aaLp_inicial	0.07288200082138756
		aaLfase_inicial	390.26782165710125
		aaR	0.004708675741863037
		aaRe	0.0249247734075673
		aaRel_Lp_Dg_inicial	0.24836470664490254
		aaScu_polo	9.844524007986335E-5
		aaSd	0.015367018588754064
		aaSp	0.01539629079492719
		aaSpte	0.01581516981540436
		aaSran_polo	1.406360525694764E-4
		aaSpr	1.653907540261337E-4
		aaWrp	0.0405650027829158
		aaWrp	0.01308021629663806
		aaWrpo	0.011859007431355612
		aaZL_inicial	16.128999999999998
		Abr	0.056829165822630664
			0.583588882226222E-4

Model: GSPS_20_Polos.icar | Optimizer: SQPVF13.jar | Constraints: | Specification: GSPS_20_Polos.xml | Output: output.xml

Figura 20 - Tela retirada do *Component Optimizer* do CADES mostrando os resultados ótimos para o modelo
Fonte: Autoria própria

A Figura 21 apresenta um fluxograma simplificado dessa metodologia.

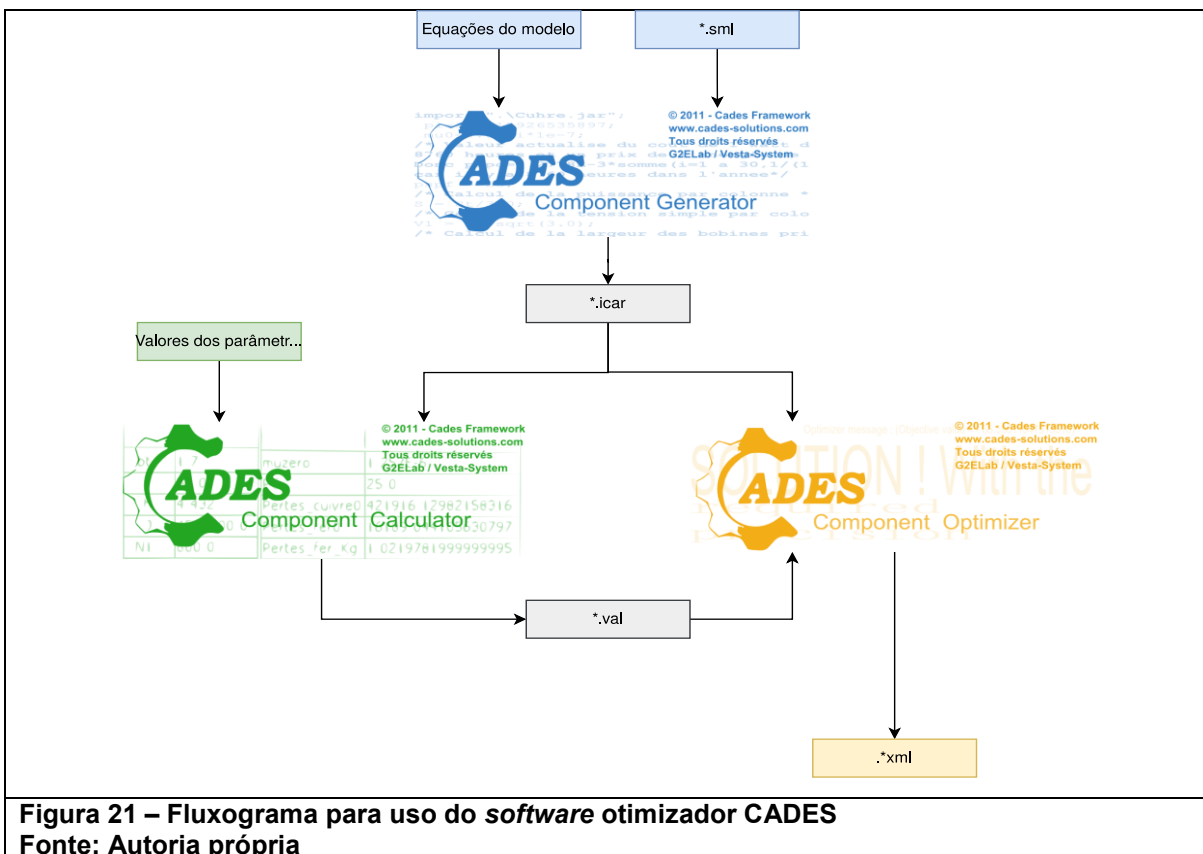


Figura 21 – Fluxograma para uso do software otimizador CADES
Fonte: Autoria própria

Ao final da otimização, o projetista terá em mãos os valores ótimos de cada parâmetro que ele mesmo considerou relevantes à máquina (isso obviamente levando em consideração as restrições e a função objetivo escolhida).

3. RESULTADOS

A seguir são mostrados os resultados obtidos nas três iterações do aerogerador.

- Primeira iteração: modelo de dimensionamento (não otimizado)
- Segunda iteração: modelo de dimensionamento com inclinação nas ranhuras (não otimizado)
- Terceira iteração: modelo otimizado com inclinação nas ranhuras

Todas as simulações atingem o regime permanente que se estabelece dentro dos gráficos exibidos em seus respectivos tópicos. Não foi possível mostrar o tempo de simulação completo (1 segundo) pelas limitações de espaço da folha.

3.1 Simulação do modelo de dimensionamento (1ª iteração) a vazio

A primeira iteração é também a mais rudimentar. No entanto, a partir dela foi possível comprovar a validade da modelagem proposta. A máquina pode ser vista na Figura 10 (a), enquanto é possível observar na forma de onda da FEM em sua simulação a vazio, mostrada na Figura 22, uma significativa semelhança a uma senoide. Sua componente fundamental possui valor eficaz de 149,27 V, porém a distorção harmônica é de 26%, com severa influência dos harmônicos ímpares.

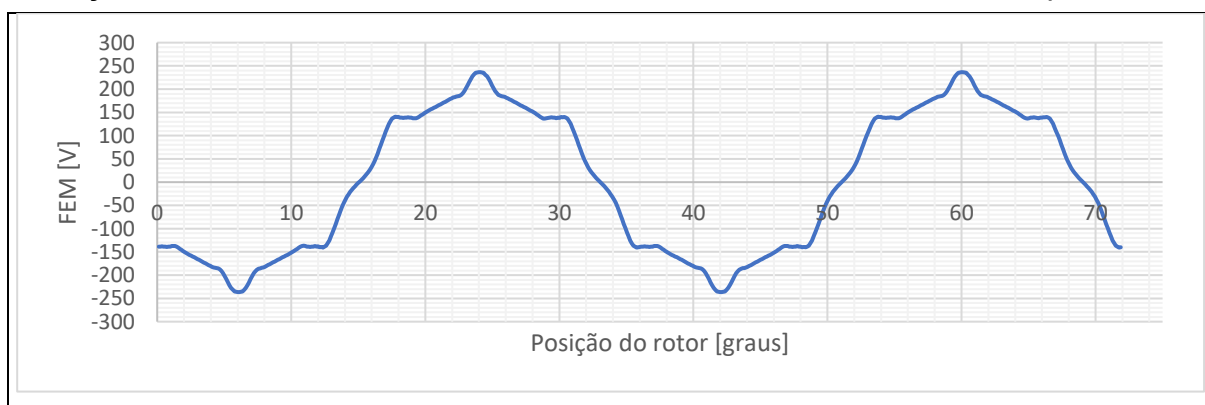


Figura 22 - Forma de onda da FEM do modelo de dimensionamento a vazio
Fonte: Autoria própria

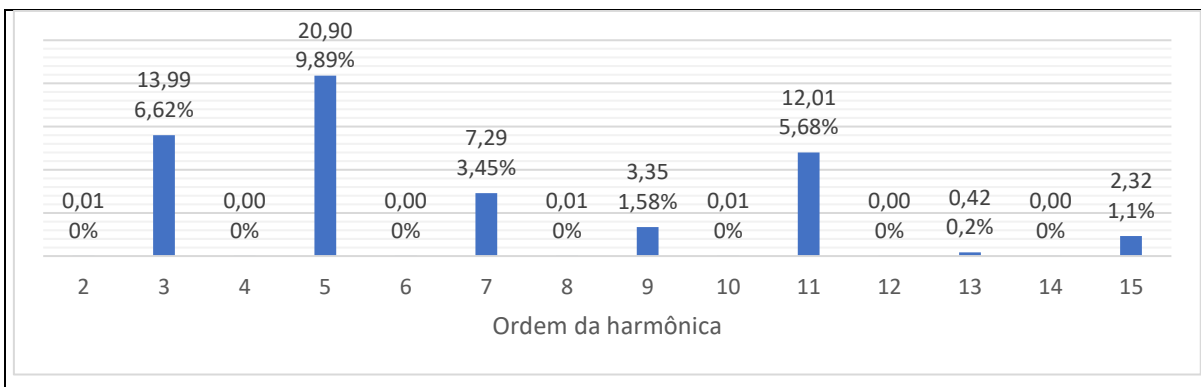


Figura 23 - Taxa de distorção harmônica da 2^a até a 15^a ordem do modelo de dimensionamento a vazio

Fonte: Autoria própria

O mapa de campo da máquina em vazio é o da Figura 23, que demonstra a limitação da indução magnética em 1,6T como era pretendido.

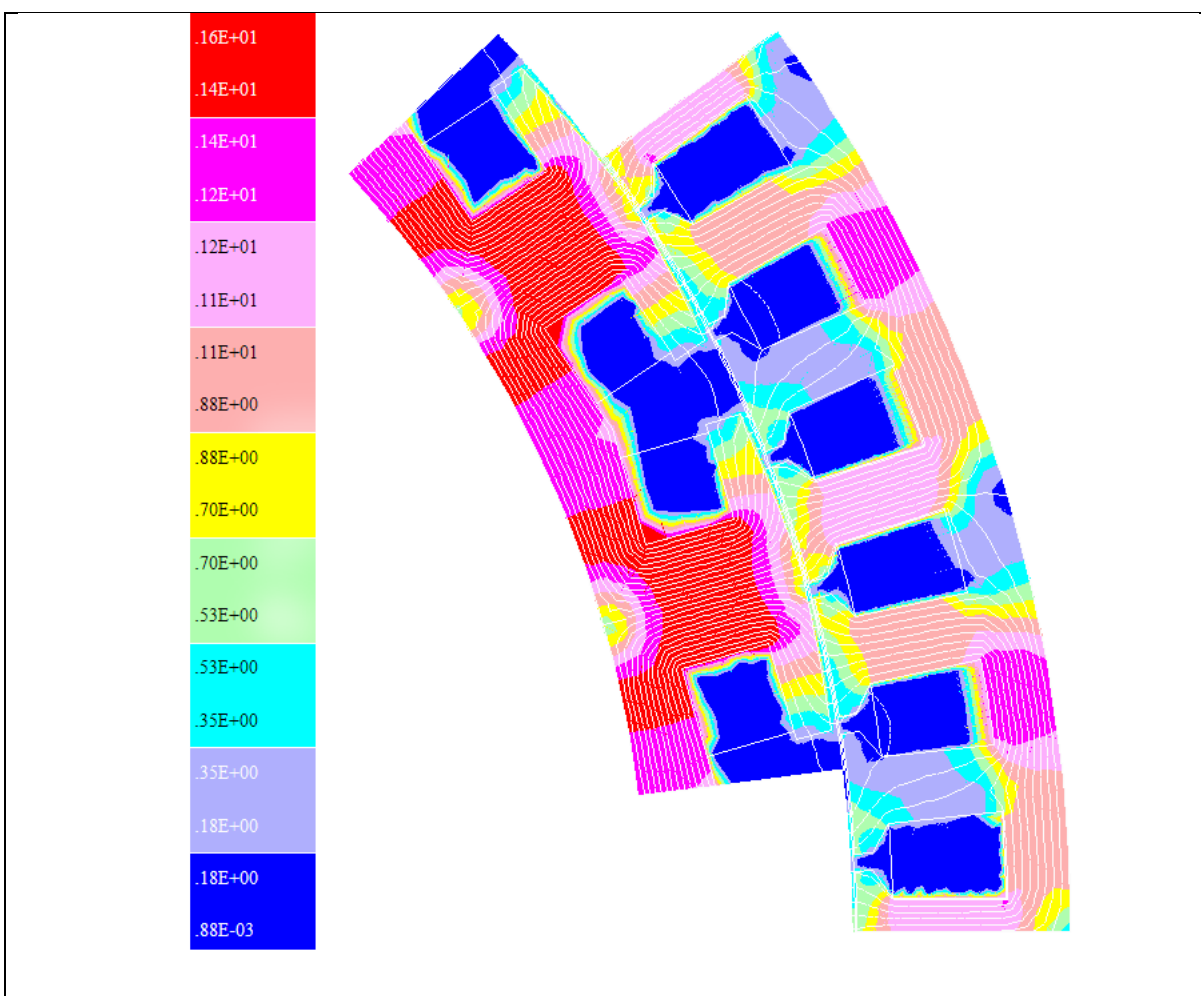


Figura 24 – Mapa do campo magnético do modelo de dimensionamento a vazio

Fonte: Autoria própria

3.2 Simulação do modelo de dimensionamento (1ª iteração) com carga resistiva

Quando se aplica uma carga resistiva nos terminais do gerador, obtém-se o mapa de campo da Figura 25, em que é possível perceber uma redução da indução magnética causada em grande parte pelo fluxo de reação de armadura, que tende a enfraquecer o fluxo magnético do campo principal.

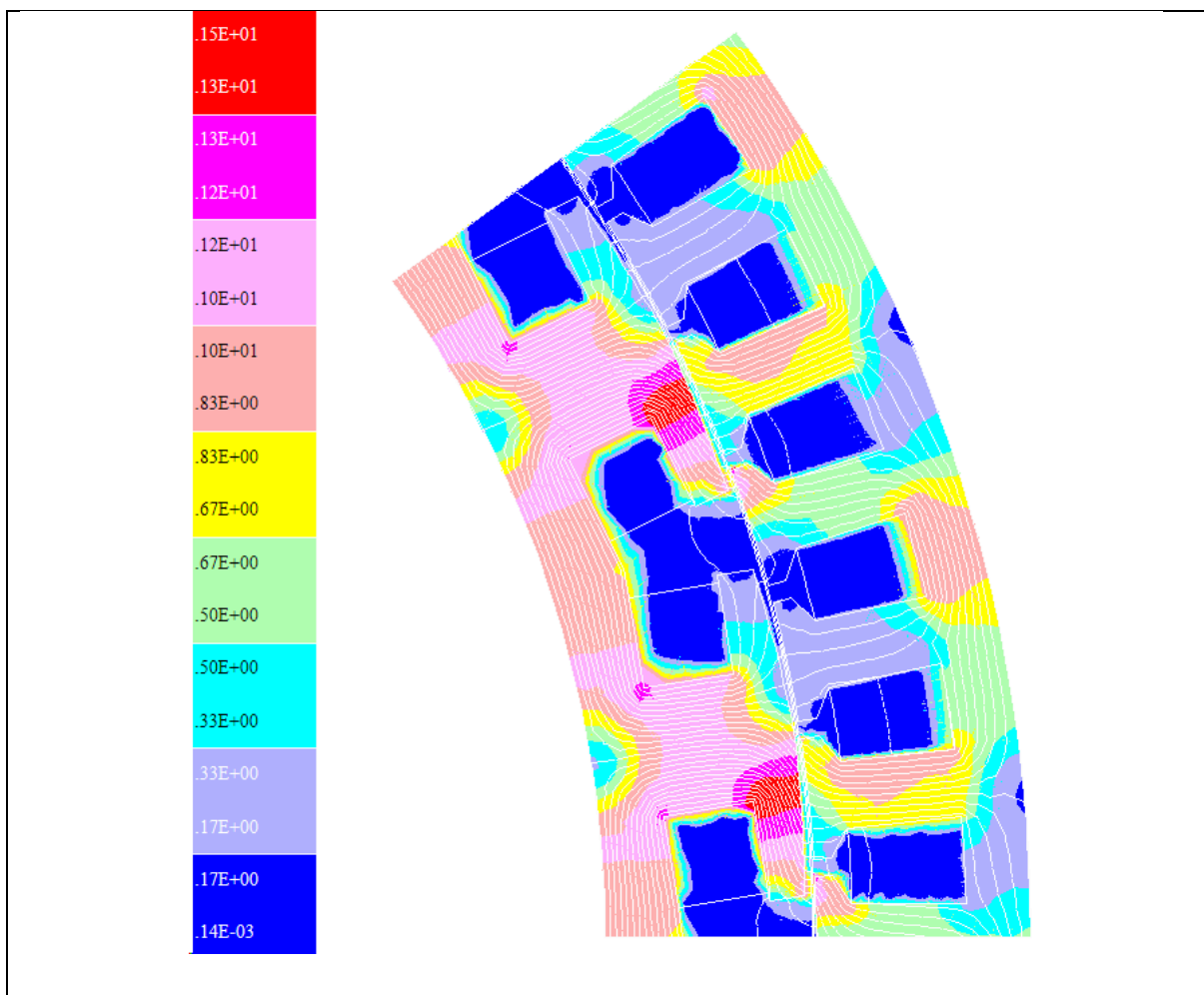


Figura 25 – Mapa de campo magnético do modelo de dimensionamento com carga resistiva
Fonte: Autoria própria

A tensão na carga resultante está apresentada na Figura 26, cujo valor eficaz de fase é de 103,76 V, 18,29% menor do que os 127 V previstos no projeto. Ainda é fácil perceber que a forma de onda está mais próxima de uma triangular do que de uma senoidal, o que exige aprimoramentos. A variação de amplitude da onda ocorre por conta do período transitório de partida da máquina até atingir o regime permanente (influenciado pela constante de tempo do circuito de excitação da máquina).

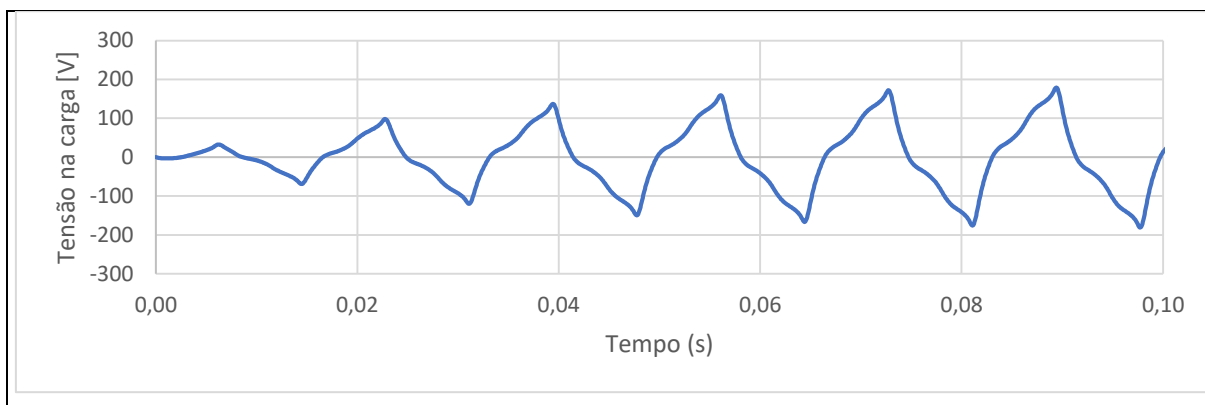


Figura 26 – Forma de onda da tensão na carga do modelo de dimensionamento

Fonte: Autoria própria

A taxa de distorção harmônica para este caso foi de 26%, e sua composição está discretizada na Figura 27.

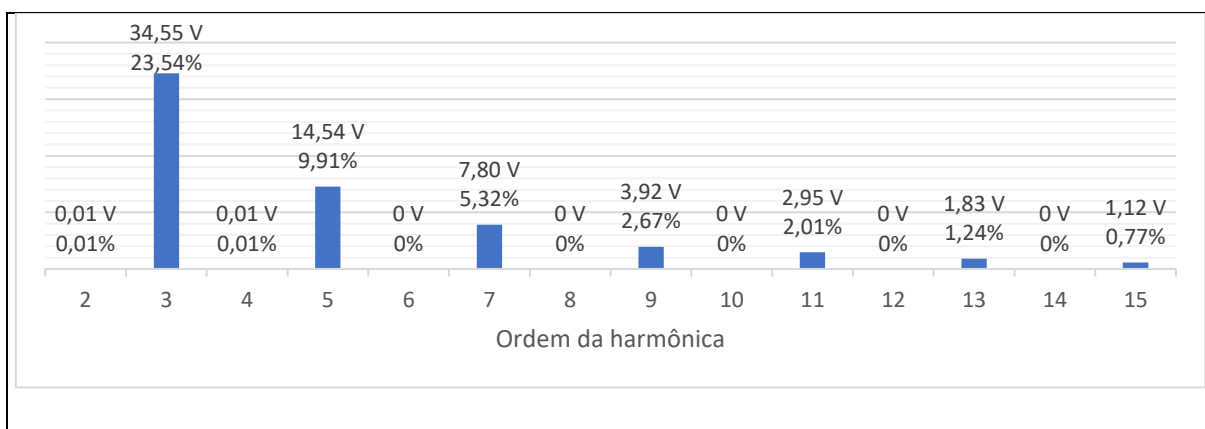


Figura 27 - Taxa de distorção harmônica da 2ª até a 15ª ordem do modelo de dimensionamento com carga

Fonte: Autoria própria

Os valores de pico de indutância de duas fases em série são de: 0,074073 H e 0,100353 H para os eixos em quadratura e direto respectivamente, uma razão de 0,738. Essa proporção de aproximadamente 0,7 foi obtida em várias iterações o que está de acordo com o fornecido em Umans (2014), e é um valor chave no passo de otimização da máquina.

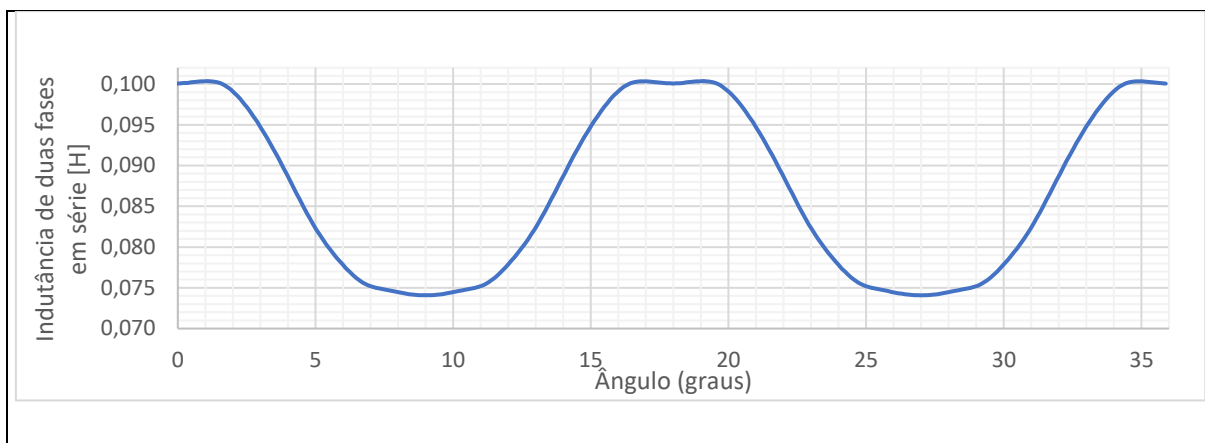


Figura 28 – Indutância própria de duas fases em série do modelo de dimensionamento
Fonte: Autoria própria

O rendimento desta máquina ficou em 71,97%, com uma potência de saída de 2002 W e 780 W perdidos. Sua massa total foi de 23,79 kg.

3.3 Simulação da 1ª iteração com *skew* a vazio

A inclinação das ranhuras, como já explicado no tópico sobre o *skew*, possui a função de diminuir os harmônicos de modo a tornar a forma de onda da FEM mais próxima de uma senoide. Contudo a componente fundamental também é afetada, mas em menor grau, o que diminui seu valor de pico. O resultado dessa inclinação é a forma de onda da Figura 29. O valor eficaz da componente fundamental da FEM é de 146,96 V.

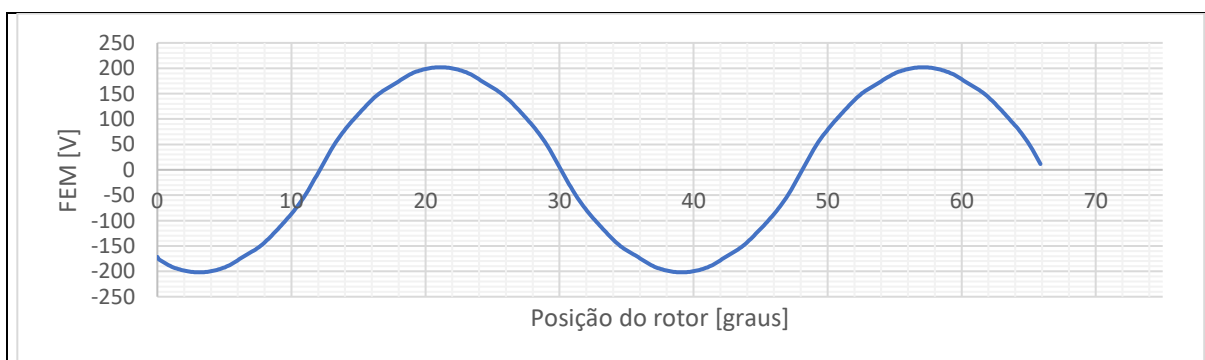


Figura 29 - Forma de onda da FEM do modelo de dimensionamento com *skew* a vazio
Fonte: Autoria própria

A TDH estabeleceu-se em 5% enquanto as harmônicas ficaram distribuídas segundo a Figura 30. Já no mapa de campo, mostrado na Figura 31, não há mudança perceptível da iteração inicial a vazio.

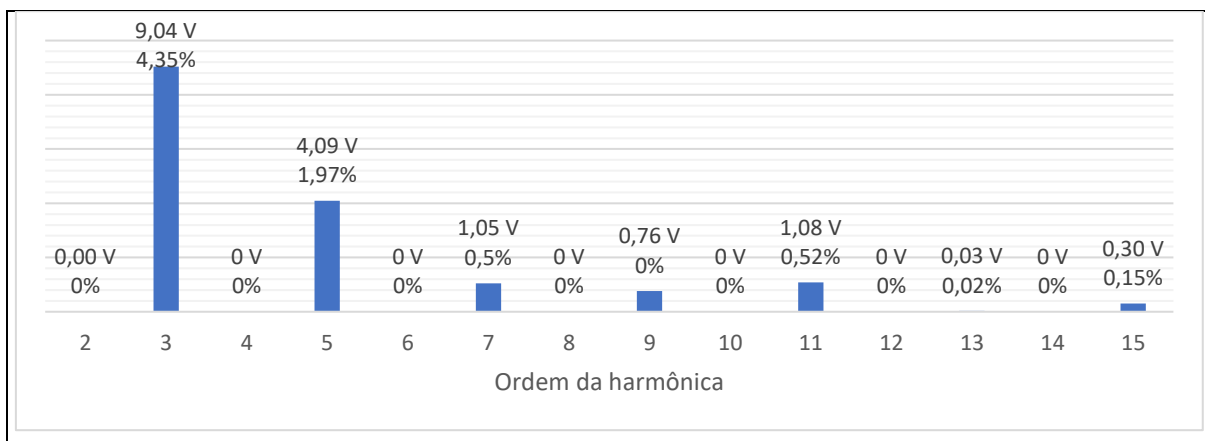


Figura 30 - Taxa de distorção harmônica da 2^a até a 15^a ordem do modelo de dimensionamento com skew a vazio
Fonte: Autoria própria

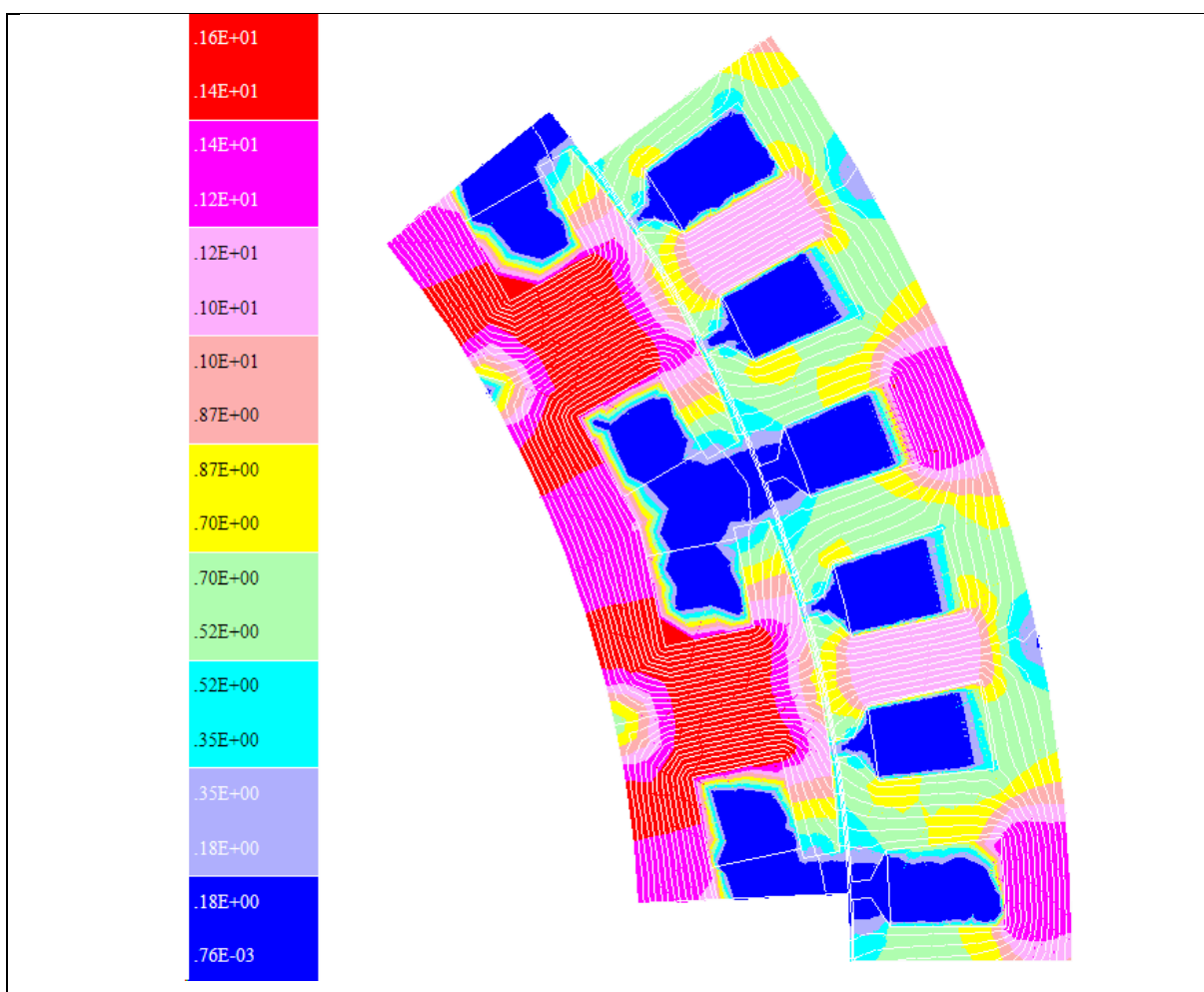


Figura 31 – Mapa do campo magnético do modelo de dimensionamento com skew a vazio
Fonte: Autoria própria

3.4 Simulação da 1ª iteração com *skew* com carga resistiva

Os efeitos observados nesta simulação foram os mesmos vistos na simulação da iteração inicial, com a diferença de que a tensão na carga tomou uma aparência ligeiramente mais próxima de uma senoide por conta do *skew*. A tensão eficaz de fase da componente fundamental ficou em 98,67 V, 22,30% menor que o esperado, enquanto a TDH foi de 16%. Valores menores para ambos os parâmetros já eram esperados, como foi explicado na seção *Fator de skew*.

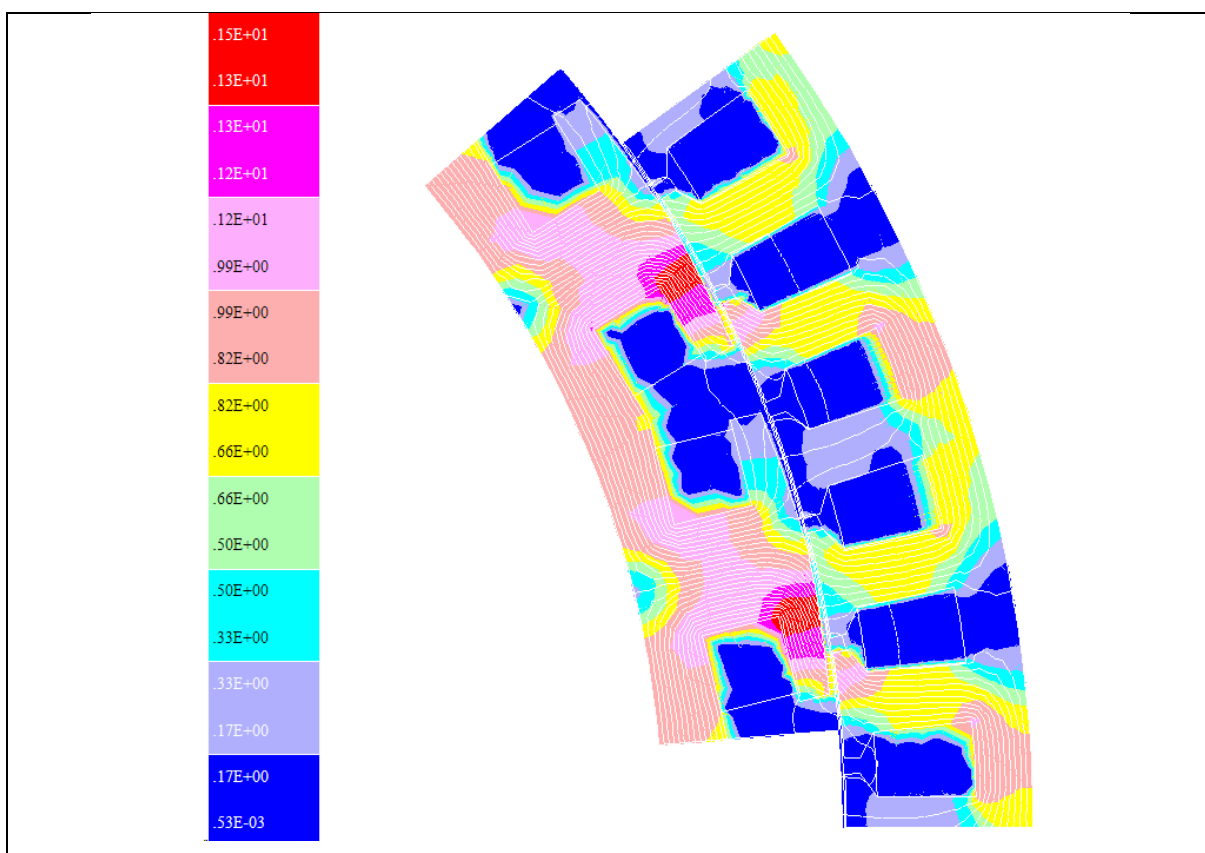


Figura 32 – Mapa de campo magnético do modelo de dimensionamento com *skew* com carga resistiva

Fonte: Autoria própria

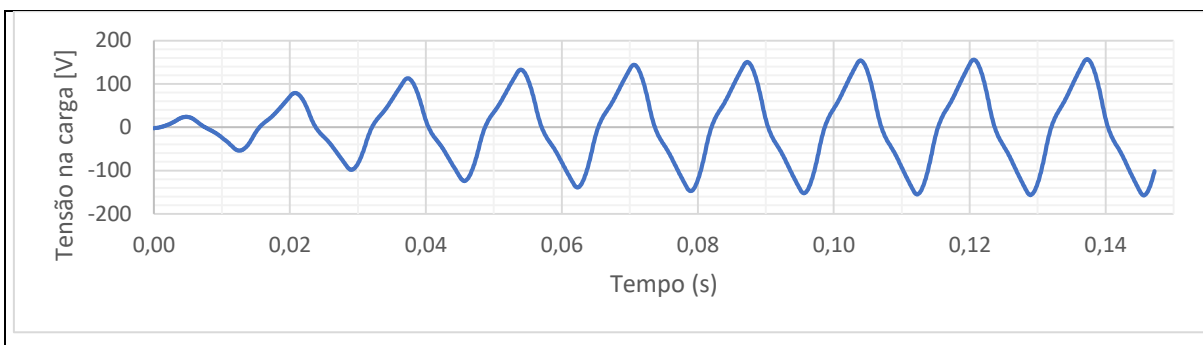


Figura 33 – Forma de onda da tensão na carga do modelo de dimensionamento com skew
Fonte: Autoria própria

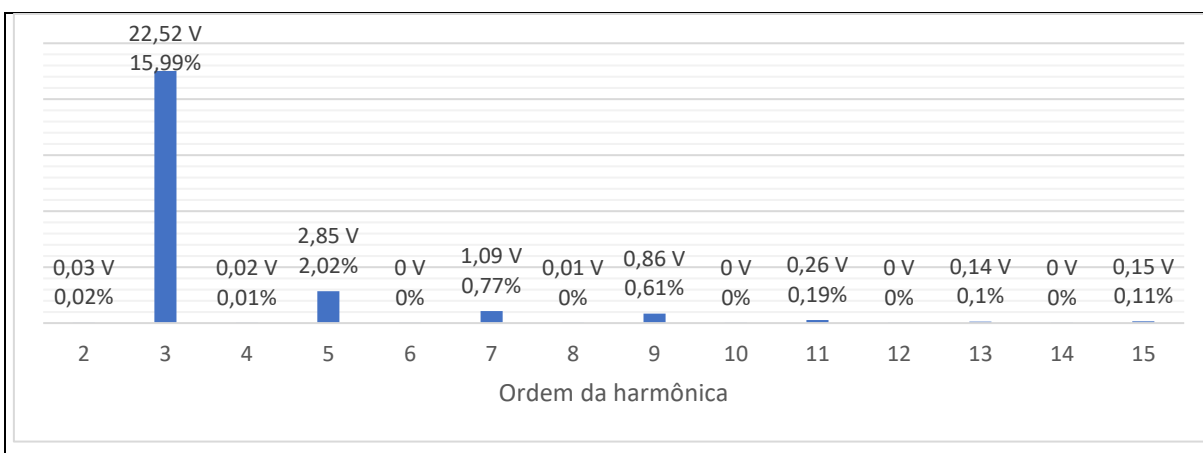


Figura 34 - Taxa de distorção harmônica da 2ª até a 15ª ordem do modelo de dimensionamento com skew com carga
Fonte: Autoria própria

As indutâncias de eixo direto e em quadratura pouco se alteraram, com picos de 0,078 H e 0,103 H (uma relação de 0,75).

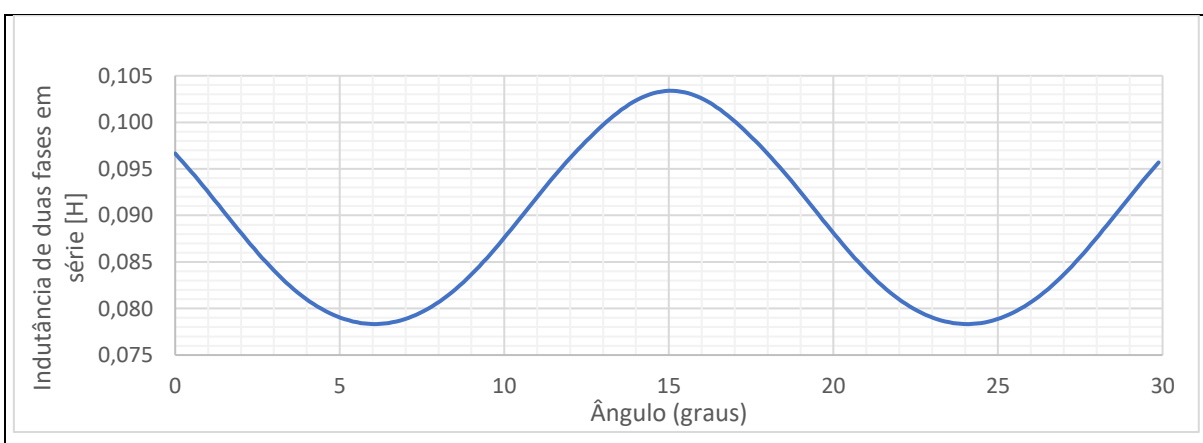


Figura 35 – Indutância própria de duas fases em série do modelo de dimensionamento com skew
Fonte: Autoria própria

O rendimento da máquina com esta inclinação das ranhuras ficou em 69,43%, com uma massa de 24,6 kg. Com uma potência de saída de 1910 W e 797

W de perdas. Em comparação com a primeira iteração, houve uma queda de 4,6% de potência útil, para um aumento de 3,4% da massa.

3.5 Simulação da máquina ótima com *skew*

No *software* otimizador, a máquina ótima foi ajustada para obter um rendimento entre 80% e 99% com a função objetivo de atingir a menor massa possível que estivesse entre 10 kg e 50 kg. Alguns parâmetros foram fixados com base na iteração 1, outros ficaram constrictos entre valores que abrangiam o que fora obtido na iteração 1, mas com liberdade para variação, enquanto vários outros foram deixados para variar livremente.

Dentre parâmetros os fixos, estão as especificações iniciais que não podem ser alteradas, como número de polos, frequência elétrica, potência nominal, tensão de fase-neutro, fator de sapata polar, entre outros, bem como a relação entre as reatâncias de eixo direto e em quadratura, resultado da primeira iteração e com valor de 0,738. Essa relação é uma das características determinantes para que a topologia da máquina seja, efetivamente, de polos salientes, e um valor aproximado de 0,7 está dentro do que Umans (2014) sugere.

Já nos parâmetros restritos, estão aqueles que foram encontrados pelos cálculos analíticos ou que foram determinados por meio de gráficos obtidos experimentalmente ou que possuem um intervalo de variação já conhecida, como as densidades de corrente, tamanho do entreferro, condutores por fase, induções, o rendimento, algumas dimensões etc.

Os parâmetros livres são aqueles que podem variar livremente, aqueles em que não há interesse particular para seus valores; esses são os parâmetros que têm a função de permitir que os parâmetros anteriores atinjam as restrições impostas. Várias dimensões estão nessa seção, o fator de Carter, regulação de tensão, potência de saída etc.

3.5.1 Simulação da Máquina ótima com *skew* a vazio

A simulação da máquina ótima precisou ser feita com apenas um polo, em razão de problemas de problemas de escala no mapa de campo da máquina com dois

polos que não puderam ser resolvidos no EFCAD, isto é, todo o mapa estava dentro do mesmo intervalo de escala (entre 0 e 1,6T). No entanto o resultado obtido com um polo é tão válido quanto os anteriores, dado que todos os polos são semelhantes entre si com a diferença da polaridade alternada (norte, sul, norte etc.). No EFCAD há opção de aplicar uma anti-periodicidade na máquina, ou seja, desenhado um polo norte, o polo a ser simulado a seguir será um sul, depois um norte e assim sucessivamente.

Essa simulação apresentou uma forma de onda senoidal para a FEM. O valor eficaz da componente fundamental é 143,13 V, quando o esperado era de 169,13 V. Essa diferença surge muito em função da saturação do aço elétrico, uma vez que não foi considerado um fator que permitisse uma “folga” à possibilidade de saturar o material.

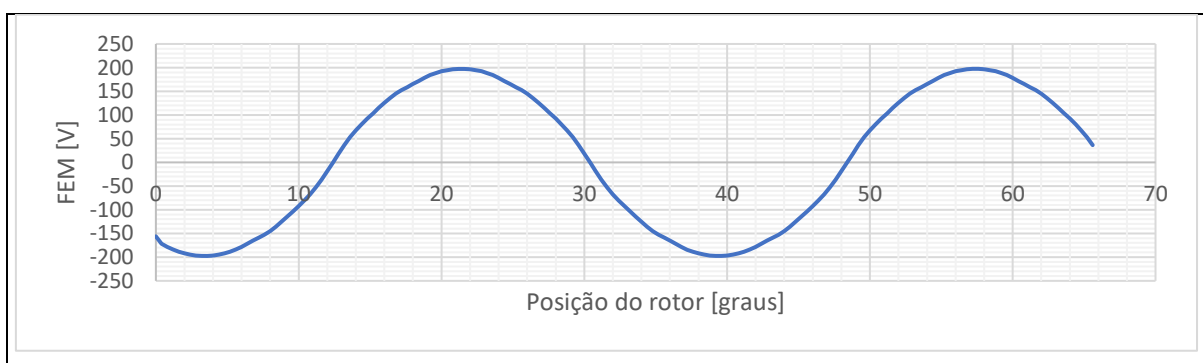


Figura 36 - Forma de onda da FEM do modelo ótimo com skew a vazio
Fonte: Autoria própria

Com a menor TDH entre as iterações, de 4%, os harmônicos mais relevantes são apenas o terceiro, 3,93% e o quinto 1,97%.

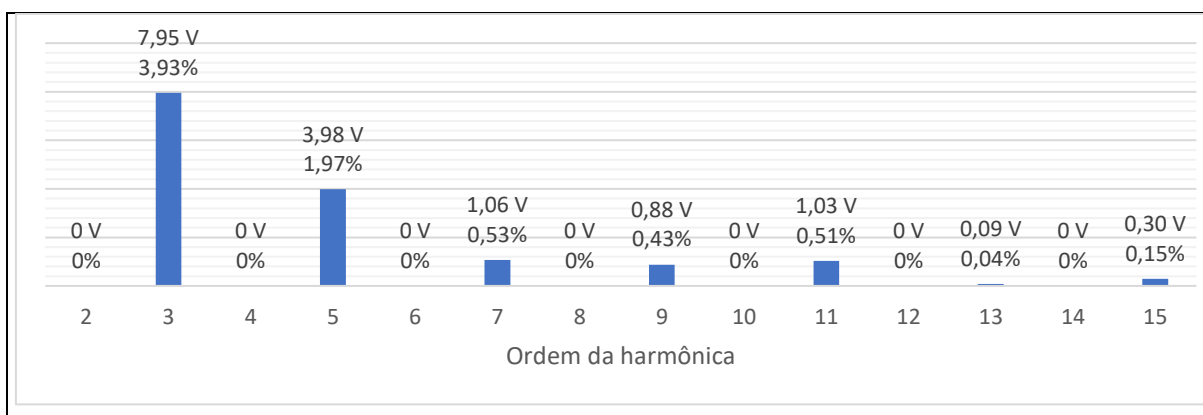


Figura 37 - Taxa de distorção harmônica da 2ª até a 15ª ordem do modelo ótimo com skew a vazio
Fonte: Autoria própria

O mapa da indução magnética mostra também uma sutil diminuição de indução magnética em alguns pontos da máquina, como a região na coroa do rotor com 1,6T que está mais estreita, enquanto que na região da sapata polar, houve um aumento da área com indução magnética de 1,6T. Note que houve o aumento do fluxo por polo ($2,09E-03$ na máquina ótima vs $1,71E-03$ e $1,76E-03$ na primeira iteração e na primeira iteração com *skew* respectivamente) e a diminuição da área de material ferromagnético disponível para esse circuito magnético (essa área da máquina ótima é cerca de 4,6% e 7,8% menor que essa porção de área da primeira e da primeira iteração com *skew* respectivamente).

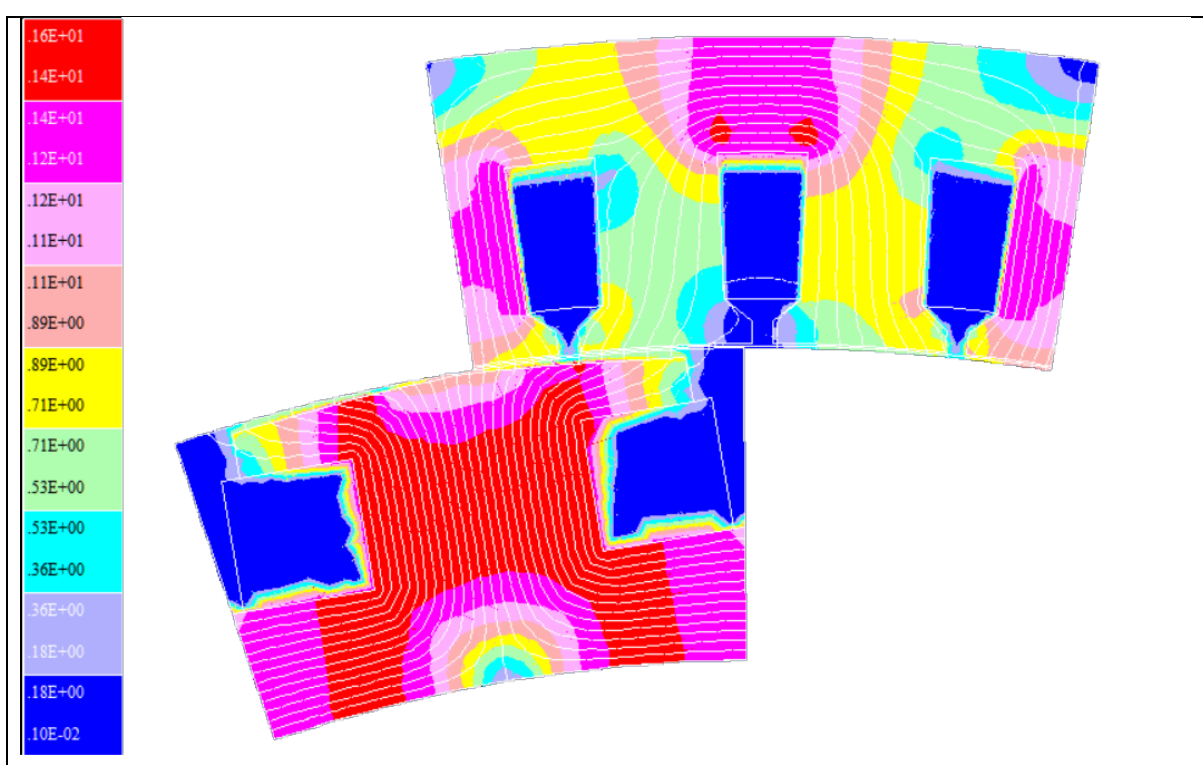


Figura 38 – Mapa do campo magnético do modelo ótimo com *skew* a vazio
Fonte: Autoria própria

3.5.2 Simulação da Máquina ótima com *skew* com carga resistiva

Esta máquina já apresenta uma forma de onda de tensão significativamente mais próxima de uma senoide quando comparada às demais iterações. O valor eficaz da componente fundamental se dá em 102,91 V, estando 18,96% abaixo dos 127 V previstos. Uma possível explicação para o baixo valor é dada mais adiante.

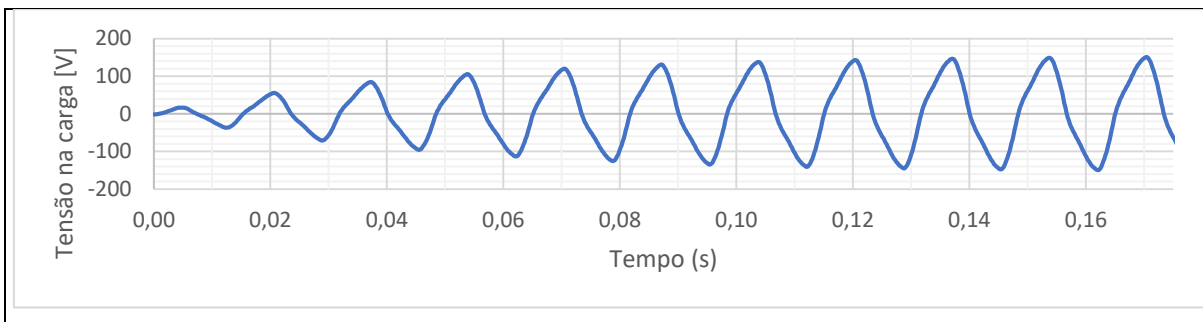


Figura 39 – Forma de onda da tensão na carga do modelo ótimo com skew
Fonte: Autoria própria

A TDH obtida foi de 12%, distribuída conforme a Figura 40, novamente com a terceira e a quinta harmônicas com influência significativa de tensão.

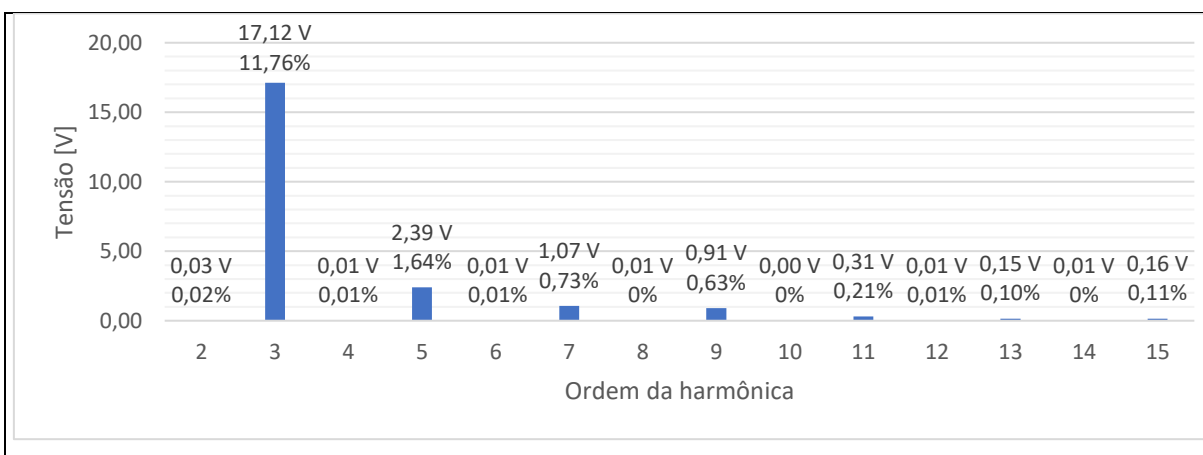


Figura 40 - Taxa de distorção harmônica da 2ª até a 15ª ordem do modelo ótimo com skew com carga
Fonte: Autoria própria

As indutâncias de eixo direto e em quadratura se alteraram novamente, com picos de 0,046 e 0,062 H (relação de 0,74).

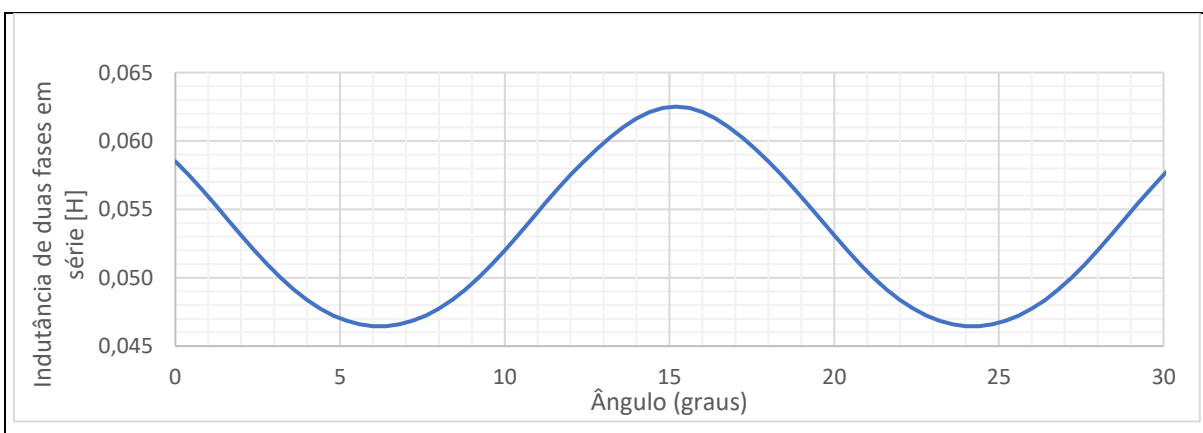


Figura 41 – Indutância própria de duas fases em série do modelo ótimo com skew
Fonte: Autoria própria

O rendimento desta máquina tinha sido estabelecido para ficar entre 80% e 99%: o valor de 75% foi atingido, com uma potência de saída de 1970 W, e 660 W de perdas. Como não houve diminuição significativa da quantidade de cobre utilizada no circuito de campo, que exerce a maior influência sobre essas perdas, o rendimento acabou sendo comprometido.

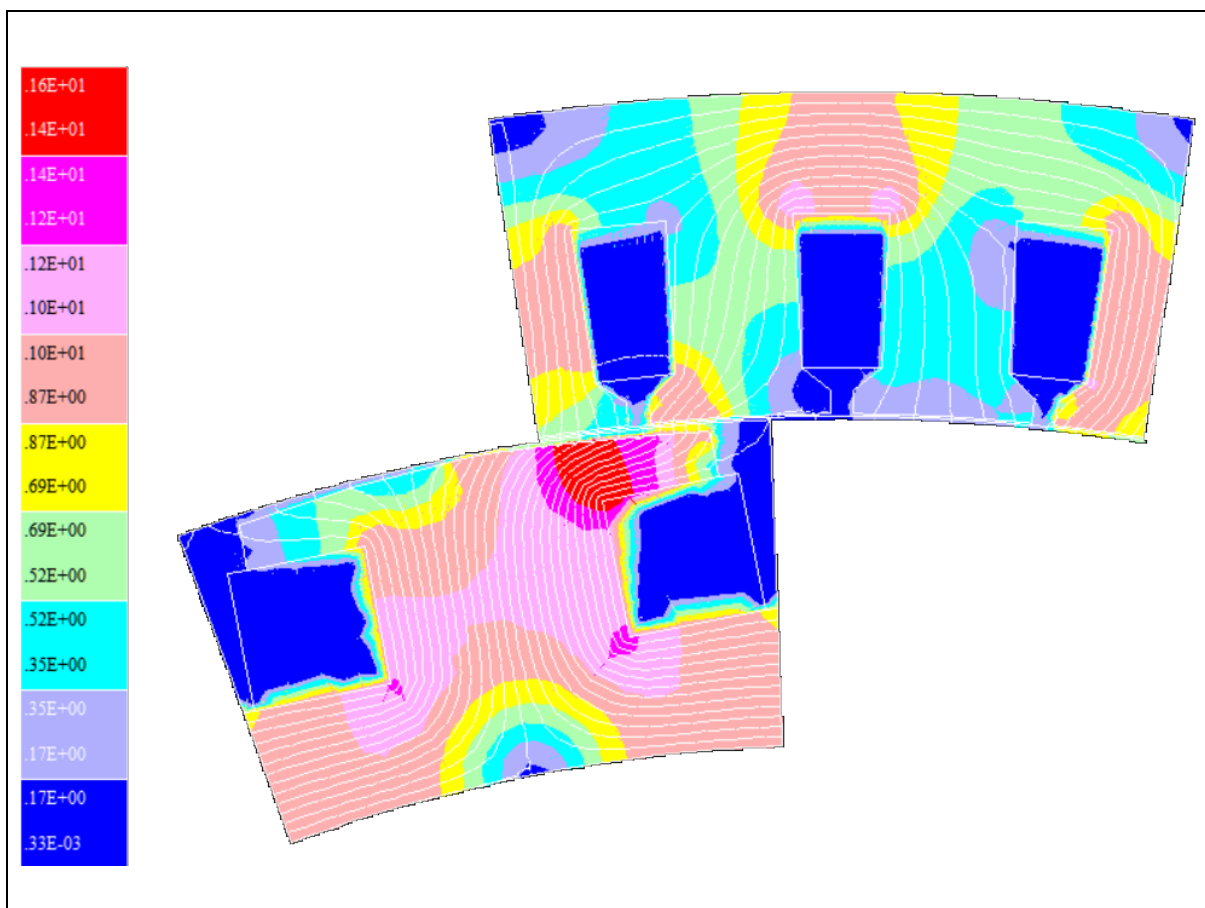


Figura 42 - Mapa do campo magnético da máquina ótima com skew com carga resistiva
Fonte: Autoria própria

Ao comparar as figuras 42 e 32, percebe-se que há um aumento da indução magnética em todas as áreas na máquina ótima. Caso fosse considerado o fator de saturação, todas as características da máquina seriam alteradas de forma a fornecer uma “folga” à saturação do material, o que possibilitaria, por exemplo, o aumento da corrente de campo que induz a tensão na armadura, aumentando a potência de saída e o rendimento.

A massa total de material ativo de 28,7 kg é 20,25% maior do que a primeira iteração e 16,6% maior do que a primeira iteração com skew, um aumento expressivo em troca da melhora na onda de tensão na carga junto com um rendimento intermediário.

4. CONCLUSÕES

Percebe-se que os objetivos foram atingidos com êxito, mas com ressalvas nos resultados. A modelagem com cálculos analíticos e a simulação da máquina inicial, bem como a da máquina inicial com *skew*, proporcionaram uma base sólida para a etapa posterior de otimização da máquina. No entanto, nenhuma das máquinas atingiu os 127 V desejados, pois todas ficaram aquém do previsto.

Dois fatores certamente explicam, ao menos em parte, o rendimento de 75%: o fato de ter sido simulada uma máquina ótima sem fator de saturação num *software* que considera essa característica e a influência da inclinação das ranhuras que tende a baixar a tensão da componente fundamental.

Isso reforça a perspectiva de como a precisão da modelagem orientada à otimização exerce influência sobre o resultado. Numa comparação, o modelo ótimo apresentou uma potência de saída intermediária (+3,14% comparado à máquina inicial com *skew* e -1,6% comparada ao modelo com *skew*), mas com a melhor forma de onda, dado que seus harmônicos foram os menores. O contraponto disso é a massa maior do que as demais: 28,7 kg da máquina ótima vs 24,6 kg da máquina com *skew*, ou 23,8 kg da máquina inicial.

Esses valores, no entanto, podem ser aprimorados caso sejam utilizados: 1) um valor de $q \neq 1$; 2) um fator que considere a saturação do ferro (neste trabalho este fator foi unitário); 3) caso seja deixada flexível a relação que determina a seção da ranhura polar que aqui foi deixada quadrada; 4) ou ainda caso seja discretizada a relutância do entreferro variável por meio de uma solução chamada “rede de relutâncias”, por exemplo, dado que neste projeto foi adotado somente um entreferro médio no cálculo das indutâncias.

Sugere-se que, caso seja dada continuidade à esta pesquisa, que esses quatro pontos sejam atendidos para obter um modelo ótimo mais preciso de uma máquina síncrona ótima.

REFERÊNCIAS

BALLINGER, B. E. A. The vulnerability of electric-vehicle and wind-turbine supply chains to the supply of rare-earth elements in a 2-degree scenario. **Sustained Production and Consumption**, Amsterdã, Holanda, v. 22, p. 68-76, Fevereiro 2020.

BATISTELA, N. J. **Caracterização e modelagem eletromagnética de lâminas de aço silício**. Tese (doutorado), Florianópolis, Santa Catarina: UFSC, 2001.

BODEN, T.A. E. A. **Global, regional, and national fossil-fuel CO2 emissions**. Carbon Dioxide Information Analysis Center: Oak Ridge National Laboratory, U.S. Department of Energy. Disponível em: <https://cdiac.ess-dive.lbl.gov/trends/emis/tre_glob_2014.html>. Acesso em: 07 Novembro 2021.

ERIKSSON, S.; BERNHOFF, H. Rotor design for PM generators reflecting the unstable neodymium price. In: XXTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL MACHINES, Novembro 2012, Marseille, França. Marseille, França, Novembro 2012.

FIORILLO, F.; NOVIKOV, A. An Improved Approach to Power Losses in Magnetic Laminations under Nonsinusoidal Induction Waveform. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 26, nº 5, p. 2904-2910, 1990.

GODDARD INSTITUTE FOR SPACE STUDIES (GISS), NASA. **Tied for Warmest Year on Record**. Disponível em: <<https://www.giss.nasa.gov/research/news/20210114/>>. Acesso em: 07 Novembro 2021.

GODDARD INSTITUTE FOR SPACE STUDIES (GISS), NASA. **Surface Temperature Analysis: Additional Analysis Plots**. Disponível em: <https://data.giss.nasa.gov/gistemp/graphs_v4/customize.html>. Acesso em: 07 Novembro 2021.

GRAUERS, A. **Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines**. Goteborg: School of Electrical and Computer Engineering, Chalmers University of Technology, 1996.

HENDERSHOT, J. R.; MILLER, T. J. E. **Design of Brushless Permanent-Magnet Machines**. 2ª. ed. Venice, Florida, EUA: Magna Physics Publishing & Oxford University Press, 2010.

JANG, S. M. E. A. Design and electromagnetic field characteristic analysis of 1.5 kW small scale wind power generator for substitution of Nd-Fe-B to ferrite permanent. In: IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS, 48 (11)., 2012, [S.I.], 2012.

KOLZER, J. F. **Projeto ótimo multidisciplinar de geradores síncronos com ímãs permanentes de ferrite para microgeração eólica**. 2017. Tese (doutorado) - UFSC. Florianópolis, Santa Catarina, 2017.

KOLZER, J. F.; BAZZO, T. D. P. M.; CARLSON, R. Optimal Design and Performance Analysis of a Ferrite Permanent Magnet Synchronous Generator. **in Proc. INDUSCON**, Curitiba, p. 1-7, 2016.

KOLZER, J. F.; CARVALHO, J. F. Projeto Analítico de Geradores Síncronos. **XIV IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)**, IEEE, São Paulo, 10 Setembro 2021.

LINDSEY, R.; DAHLMAN, L. **Climate Change: Global Temperature**, EUA. Disponível em: <<https://www.climate.gov/news-features/understanding-climate/climate-change-global-temperature>>. Acesso em: 07 Novembro 2021.

LIPO, T. A. **Introduction to AC Machine Design**. Hoboken, New Jersey, EUA: John Wiley & Sons, Inc, IEEE Press, 2017.

PRAKHT, V. E. A. Comparison between rare-earth and ferrite permanent magnet flux-switching generators for gearless wind turbines. In: **ENERGY REPORTS**, 6, n. 9., 2020, [S.l.], 2020.

PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T.; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. 1ª. ed. Chichester, West Sussex, Reino Unido: John Wiley&Sons Ltd., 2008.

R. CARLSON, F. W. Optimal design of a set of permanent magnet generators with the same cross-section, **Journal of Microwaves. Optoelectronics and Electromagnetic Applications**, v. 12, p. 678-693, 2013.

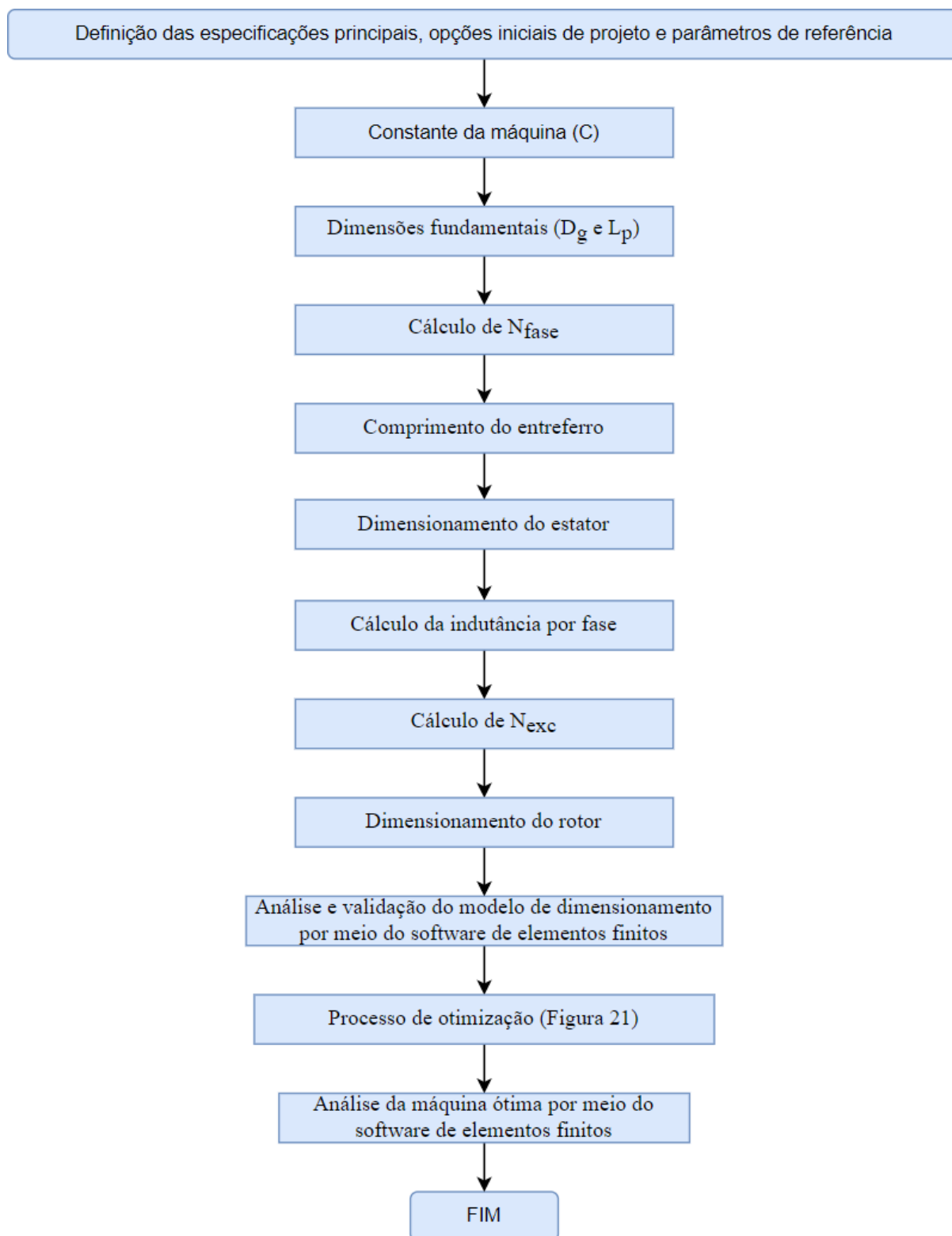
R. PANTANO, We Are All Made By Accidents, Pursuit of Wonder. Disponível em: <<https://www.youtube.com/watch?v=u0Gj87Qhux4>>. Acesso em: 07 Novembro 2021. Vídeo.

REN21. **Renewables 2020 Global status report**. Paris: REN 21 Secretariat, 2020.

RÜNCOS, F. **Projeto e análise da máquina elétrica trifásica: aspectos construtivos da máquina elétrica**. 1ª. ed. Jaraguá do Sul, Santa Catarina: WEG, v. I, 2018.

UMANS, S. D. **Máquinas elétricas de Fitzgerald e Kingsley**. 7ª. ed. Porto Alegre: AMGH, 2014.

APÊNDICE A - Fluxograma do projeto



APÊNDICE B - Lista de parâmetros e valores

Parâmetro	Descrição	Unidade	Valor		
			1ª Iteração	1ª Iteração com skew	Máq. ótima com skew
A	Carregamento elétrico	A	2,00E+04	2,00E+04	1,43E+04
Aa	Carregamento elétrico de pico	A	2,83E+04	2,83E+04	2,03E+04
A _{br}	Área do buraco do rotor	m ²	4,89E-02	5,06E-02	6,03E-02
A _{cp}	Área do corpo de um polo	m ²	1,49E-04	1,51E-04	2,53E-04
A _{fe_Rotor}	Área total de ferro do rotor	m ²	1,27E-02	1,30E-02	1,88E-02
A _p	Área de um polo	m ²	3,42E-03	3,53E-03	2,70E-03
A _{Polígono_Cheio}	Área de um polígono cheio do rotor	m ²	5,50E-02	5,69E-02	7,01E-02
A _{rp}	Área da roda polar	m ²	6,15E-03	6,35E-03	9,72E-03
A _{sc}	Área de um setor circular	m ²	2,74E-03	2,83E-03	3,49E-03
A _{sp}	Área de uma sapata polar	m ²	1,76E-04	1,80E-04	2,03E-04
A _{trian}	Área de um triângulo no rotor	m ²	2,72E-03	2,80E-03	3,45E-03
b _{Corpo_Polo}	Espessura do corpo do polo	m	1,45E-02	1,48E-02	2,10E-02
B _{cp}	Espessura do ferro entre os condutores dos polos	m	1,60E+00	1,60E+00	1,60E+00
b _d	Largura do dente	m	7,63E-03	7,74E-03	1,10E-02
B _d	Indução magnética nos dentes	T	1,60E+00	1,60E+00	1,60E+00
b _e	Abertura equivalente da ranhura	m	7,27E-04	7,27E-04	8,00E-01
B _g	Indução média no entreferro	T	5,00E-01	5,00E-01	6,41E-01
B _{máx}	Amplitude da componente fundamental da indução magnética no ferro	T	1,60E+00	1,60E+00	1,60E+00
B _{Pico}	Indução magnética de pico no entreferro	T	7,85E-01	7,85E-01	1,01E+00
b _{rp}	Largura total da ranhura polar próximo do entreferro	m	1,12E-02	1,14E-02	1,03E-02
B _{yr}	Indução magnética no yoke do rotor	T	1,60E+00	1,60E+00	1,60E+00
B _{ys}	Indução magnética no yoke do estator	T	1,60E+00	1,60E+00	1,60E+00
C	Constante de aproveitamento da máquina	kW·s/m ³	1,29E+03	1,23E+03	1,31E+03
C _{sp}	Passo de bobina em ranhuras	-	3,00E+00	3,00E+00	3,00E+00
D _{es}	Diâmetro externo do estator	m	3,45E-01	3,50E-01	3,90E-01

D_g	Diâmetro do entreferro	m	2,96E-01	3,01E-01	3,34E-01
D_{is}	Diâmetro interno do estator	m	2,97E-01	3,01E-01	3,35E-01
D_{re}	Diâmetro externo do rotor	m	2,96E-01	3,00E-01	3,33E-01
D_{sr}	Diâmetro do estator no fundo da ranhura	m	3,30E-01	3,35E-01	3,69E-01
D_{ste}	Diâmetro do estator no topo da ranhura	m	3,05E-01	3,09E-01	3,43E-01
$E_{w_{rp_w_{rpo}}}$	Relação que garante que w_{rp} seja maior que w_{rpo}	-	3,36E-03	3,61E-03	1,00E-03
E_{af}	Valor RMS da tensão induzida por fase	V	1,80E+02	1,80E+02	1,69E+02
e_{cp}	Espessura do corpo do polo	m	4,00E-03	4,00E-03	4,00E-03
f	Frequência da rede	Hz	6,00E+01	6,00E+01	6,00E+01
FP	Fator de potência	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
h_a	Largura da ranhura em seu fundo	m	8,33E-03	8,45E-03	6,92E-03
h_b	Largura da ranhura em seu topo	m	9,67E-03	9,79E-03	8,31E-03
h_{ctt}	Altura complementar do <i>tooth tip</i> da ranhura	m	2,00E-03	2,00E-03	2,00E+00
h_{rp}	Profundidade da ranhura polar	m	1,02E-02	1,02E-02	1,21E-02
h_{tt}	Altura do <i>tooth tip</i> da ranhura	m	2,00E-03	2,00E-03	2,00E-03
h_{yr}	Altura da coroa do rotor	m	7,27E-03	7,38E-03	1,05E-02
h_{ys}	Altura da coroa do estator	m	7,27E-03	7,38E-03	1,05E-02
I_a	Corrente de uma fase da armadura	A	7,87E+00	7,87E+00	7,87E+00
I_{exc}	Corrente de excitação	A	2,76E+00	2,76E+00	2,76E+00
J_{exc}	Densidade de corrente de excitação	A/m ²	6,50E+06	6,50E+06	6,01E+06
J_{ran}	Densidade de corrente da armadura	A/m ²	6,00E+06	6,00E+06	5,50E+06
k	Relação entre a tensão induzida e a de terminal	-	1,41E+00	1,41E+00	1,33E+00
$k_{abertura}$	Fator de abertura da ranhura dos polos para a componente fundamental	-	9,84E-01	9,84E-01	9,84E-01
k_c	Fator de Carter	-	1,05E+00	1,05E+00	1,05E+00
k_d	Fator de distribuição	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
k_{enr}	Fator de enrolamento	-	1,00E+00	9,55E-01	9,55E-01

k_{exc}	Relação entre a corrente de armadura e a de excitação	-	3,50E-01	3,50E-01	3,50E-01
$k_{Forma_Indução}$	Fator de forma de indução	-	1,21E+00	1,21E+00	1,21E+00
k_p	Fator de passo	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
k_{sapata}	Fator da sapata polar	-	8,00E-01	8,00E-01	8,00E-01
k_{sat}	Fator de saturação do ferro	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
k_{skew}	Fator de skew	-	1,00E+00	9,55E-01	9,55E-01
k_{δ}	Fator de entreferro	-	1,55E+00	1,55E+00	1,55E+00
L_{aa0}	Indutância própria de uma fase associada ao fluxo no entreferro	H	2,78E-02	2,69E-02	1,58E-02
L_d	Indutância de eixo direto	H	5,56E-02	5,50E-02	3,38E-02
L_{end}	Indutância associada à cabeça da bobina	H	8,40E-03	8,83E-03	6,79E-03
l_g	Comprimento do entreferro final	m	6,00E-04	6,00E-04	6,00E-04
$l_{g_1_Mínimo}$	Comprimento do entreferro mínimo na primeira iteração	m	5,83E-04	5,66E-04	6,00E-04
$l_{g_máx}$	Comprimento máximo do entreferro final	m	1,17E-03	1,17E-03	1,17E-03
$l_{g_mín}$	Comprimento mínimo do entreferro final	m	6,00E-04	6,00E-04	6,00E-04
l_{g_ra}	Comprimento do entreferro escolhido pelo critério de reação de armadura	m	7,00E-04	7,00E-04	7,00E-04
$l_{g_ra_Mínimo}$	Comprimento do entreferro mínimo pelo critério de reação de armadura	m	6,70E-04	6,80E-04	6,67E-04
$L_{méd_Armadura}$	Comprimento médio das espiras do circuito da armadura	m	2,96E-01	3,01E-01	2,83E-01
L_{med_Campo}	Comprimento médio das espiras do circuito de campo	m	2,61E-01	2,64E-01	2,57E-01
L_p	Comprimento axial da máquina	m	7,36E-02	7,47E-02	6,21E-02
L_q	Indutância do eixo em quadratura	H	5,56E-02	5,50E-02	2,49E-02
L_s	Indutância síncrona	H	5,56E-02	5,50E-02	3,38E-02
L_u	Indutância própria de armadura associada ao fluxo de dispersão	H	5,52E-03	5,75E-03	3,30E-03

Lu1	Indutância em função do fluxo que atravessa o espaço de ar reservado aos fios	H	1,35E+00	N/A	N/A
Lu2	Indutância em função do fluxo que atravessa o espaço de ar da abertura da ranhura	H	2,87E+00	N/A	N/A
Lu3	Indutância em função do fluxo que atravessa o fundo em forma de losango da ranhura	H	1,29E+00	N/A	N/A
m _{cu_Armadura}	Massa de cobre do circuito de armadura	kg	4,10E+00	4,22E+00	3,46E+00
m _{cu_Campo}	Massa de cobre do circuito de campo	kg	3,42E+00	3,46E+00	4,67E+00
m _f	Número de fases	kg	3,00E+00	3,00E+00	3,00E+00
m _{fe_Coroa_Estator}	Massa de ferro da coroa do estator	kg	4,31E+00	4,51E+00	5,91E+00
m _{fe_Dentes}	Massa de ferro dos dentes do estator	kg	4,88E+00	5,04E+00	5,78E+00
m _{fe_Estator}	Massa de ferro do estator	kg	9,21E+00	9,56E+00	1,17E+01
m _{fe_Rotor}	Massa de ferro do rotor	kg	7,07E+00	7,36E+00	8,89E+00
m _t	Massa da máquina	kg	2,38E+01	2,46E+01	2,87E+01
m _{t_cu}	Massa total de cobre	kg	7,51E+00	7,68E+00	8,13E+00
m _{t_fe}	Massa total de ferro	kg	1,63E+01	1,69E+01	2,06E+01
N _{ligacao}	Número de ligações em paralelo no circuito estático	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
N _{Camadas}	Número de camadas do circuito estático	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
N _{cr}	Número de condutores por ranhura do circuito estático	-	3,94E+01	4,00E+01	3,19E+01
N _{Espiras_Polo}	Número de espiras do circuito rotórico	-	1,73E+02	1,73E+02	2,22E+02
N _{Fase}	Número de espiras em série por fase	-	3,94E+02	4,00E+02	3,19E+02
n _m	Velocidade de rotação	rpm	3,60E+02	3,60E+02	3,60E+02
N _{ran}	Número de ranhuras do estator	-	6,00E+01	6,00E+01	6,00E+01
N _{ran_desl}	Número de ranhuras deslocadas	-	0,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
p	Número de pares de polos	-	1,00E+01	1,00E+01	1,00E+01
P	Número de polos	-	2,00E+01	2,00E+01	2,00E+01
P _{cu}	Perdas totais no cobre	W	7,40E+02	7,56E+02	6,92E+02

$P_{Cu_Armadura}$	Perdas no cobre da armadura	W	3,74E+02	3,86E+02	2,65E+02
P_{Cu_Campo}	Perdas no cobre do circuito de campo	W	3,66E+02	3,70E+02	4,27E+02
P_{fe}	Perdas totais no ferro	W	3,37E+01	3,51E+01	4,29E+01
P_{fe_Dentes}	Perdas no ferro dos dentes do estator	W	1,79E+01	1,85E+01	2,12E+01
P_{fe_ys}	Perdas no ferro do yoke do estator	W	1,58E+01	1,65E+01	2,17E+01
P_{mec}	Perdas mecânicas	W	6,53E+00	6,93E+00	1,50E+01
P_{Perdas}	Perdas totais	W	7,80E+02	7,98E+02	7,50E+02
P_{Saida}	Potência de saída da máquina	W	4,00E+03	3,62E+03	3,94E+03
q	Número de ranhuras por polo para cada fase	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
R	-	m	4,79E-03	4,83E-03	4,50E-03
R_{1f_100}	Resistência por fase a 100 °C	Ω	2,01E+00	2,07E+00	1,42E+00
R_{1f_20}	Resistência por fase a 20 °C	Ω	1,53E+00	1,58E+00	1,09E+00
R_4	-	m	1,32E-01	1,34E-01	1,49E-01
R_{4x}	-	m	1,32E-01	1,34E-01	1,49E-01
R_{4y}	-	m	7,27E-03	7,38E-03	1,05E-02
R_{Campo_20}	Resistência do circuito de campo a 20 °C	Ω	3,67E+01	3,72E+01	4,29E+01
R_{Campo_100}	Resistência do circuito de campo a 100 °C	Ω	4,82E+01	4,87E+01	5,62E+01
R_e	-	m	2,49E-02	2,53E-02	2,79E-02
rel_{hrp_wrpo}	Relação entre a profundidade da ranhura polar (h_{rp}) e a largura da ranhura polar ocupada por fio (w_{rpo})	-	1,00E+00	1,00E+00	1,00E+00
R_{ri}	Raio interno do rotor	m	1,25E-01	1,27E-01	1,39E-01
S_{cu}	Área de cobre na ranhura do estator	m^2	5,17E-05	5,25E-05	4,56E-05
S_{cu_Polo}	Área de cobre na ranhura do rotor	m^2	7,35E-05	7,34E-05	1,02E-04
s_d	Altura da ranhura do estator	m	1,28E-02	1,28E-02	1,33E-02
S_f	Fator de preenchimento das ranhuras do estator	-	4,50E-01	4,50E-01	4,50E-01
S_{f_Polo}	Fator de preenchimento das ranhuras do rotor	-	7,00E-01	7,00E-01	7,00E-01

S_{Fio}	Seção do fio do circuito de armadura	m^2	1,31E-06	1,31E-06	1,43E-06
S_{Fio_exc}	Seção do fio do circuito de excitação	m^2	4,24E-07	4,24E-07	4,59E-07
S_{nom}	Potência nominal	VA	3,00E+03	3,00E+03	3,00E+03
S_p	Passo de ranhura	m	1,55E-02	1,58E-02	1,75E-02
S_{pte}	Passo da ranhura no topo dos enrolamentos	m	1,60E-02	1,62E-02	1,79E-02
S_{ran}	Área das ranhuras do estator	m^2	1,15E-04	1,17E-04	1,01E-04
S_{ran_Polo}	Área das ranhuras do rotor	m^2	1,05E-04	1,05E-04	1,45E-04
S_{rp}	Seção total disponível da ranhura polar	m^2	1,39E-04	1,42E-04	1,57E-04
V_{af}	Tensão de terminal	V	1,27E+02	1,27E+02	1,27E+02
$V_{fe_Coroa_Estator}$	Volume de ferro da coroa do estator	m^3	5,67E-04	5,93E-04	7,77E-04
V_{fe_Dentes}	Volume de ferro dos dentes do estator	m^3	6,42E-04	6,64E-04	7,61E-04
$V_{fe_Estator}$	Volume de ferro do estator	m^3	1,21E-03	1,26E-03	1,54E-03
V_{fe_Rotor}	Volume de ferro do rotor	m^3	9,31E-04	9,69E-04	1,17E-03
w	Abertura da ranhura do estator	m	2,00E+00	2,00E+00	2,00E-03
ω_e	Frequência angular	rad/s	3,77E+02	3,77E+02	3,77E+02
W_{lrp}	Largura da roda polar	m	4,17E-02	4,25E-02	4,71E-02
W_{rp}	Largura total disponível da ranhura polar próximo da roda polar	m	1,36E-02	1,39E-02	1,31E-02
W_{rpo}	Largura da ranhura polar ocupada por fio	m	1,02E-02	1,02E-02	1,21E-02
X_d	Reatância de eixo direto	Ω	2,09E+01	2,07E+01	1,27E+01
X_q	Reatância de eixo em quadratura	Ω	2,09E+01	2,07E+01	9,39E+00
X_s	Reatância síncrona final	Ω	2,09E+01	2,07E+01	N/A
X_{s_pu}	Reatância síncrona final	p.u.	1,29E+00	1,28E+00	N/A
$X_{s_pu_1}$	Reatância síncrona inicial	p.u.	1,00E+00	1,00E+00	N/A
Z	Número de condutores da armadura	-	2,36E+03	2,40E+03	1,91E+03
Z_{Base}	Impedância de base	Ω	1,61E+01	1,61E+01	1,61E+01
Z_L	Impedância da carga	Ω	1,61E+01	1,61E+01	1,61E+01
α_{ran}	Passo de ranhura	rad	1,05E-01	1,05E-01	1,05E-01

γ	Fator multiplicativo de máquinas síncronas de entreferro variável	-	4,00E-07	4,00E-07	4,00E-07
δ	Ângulo de carga	-	1,16E+00	1,14E+00	4,91E-01
η	Rendimento	-	8,00E-01	7,67E-01	8,00E-01
Θ_{Sapata}	Ângulo da sapata polar	<i>rad</i>	2,51E-01	2,51E-01	2,51E-01
κ	Fator multiplicativo para o fator de Carter	-	3,64E-01	3,64E-01	4,00E-01
T_{be}	Defasagem em "graus" elétricos entre as ranhuras do estator	<i>rad</i>	3,14E+00	3,14E+00	3,14E+00
T_p	Passo polar	<i>rad</i>	3,14E-01	3,14E-01	3,14E-01
T_{p_m}	Passo polar	m	4,65E-02	4,72E-02	4,63E-02
T_u	Passo de ranhura	m	1,55E-02	1,57E-02	1,75E-02
ϕ_{Abertura}	Ângulo de abertura da ranhura do circuito de campo	<i>rad</i>	6,28E-01	6,28E-01	6,28E-01
ϕ_{Carga}	Ângulo de fase entre as de ondas de corrente e tensão	<i>rad</i>	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00
ϕ_p	Fluxo por polo	Wb	1,71E-03	1,76E-03	2,09E-03
χ	Relação entre o diâmetro do entreferro e o comprimento axial da máquina	-	2,48E-01	2,48E-01	2,48E-01

APÊNDICE C - Equações para cálculo de massas

Cálculo da massa de ferro do rotor

$$A_{Poligono_Cheio} = \frac{P \cdot W_{irp}^2}{4 \cdot \tan\left(\frac{\tau_p}{2}\right)} \quad (B1)$$

$$R_{4x} = \left(\frac{D_{es}}{2} - l_{g_m\acute{a}x}\right) \cdot \cos\left(\frac{\theta_{Sapata}}{2}\right) - e_{cp} - h_{rp} \quad (B2)$$

$$R_{4y} = \left(\frac{D_{es}}{2} - l_{g_m\acute{a}x}\right) \cdot \sen\left(\frac{\theta_{Sapata}}{2}\right) - b_{rp} \quad (B387)$$

$$R_4 = \sqrt{R_{4x}^2 + R_{4y}^2} \quad (B4)$$

$$R_{ri} = R_4 - h_{yr} \quad (B5)$$

$$A_{br} = \pi \cdot R_{ri}^2 \quad (B6)$$

$$A_{rp} = A_{Poligono_Cheio} - A_{br} \quad (B7)$$

$$A_{sc} = \left(\frac{D_{es}}{2} - l_g\right)^2 \cdot \frac{\theta_{Sapata}}{2} \quad (B8)$$

$$A_{trian} = \left(\frac{D_{es}}{2} - l_g\right) \cdot \cos\left(\frac{\theta_{Sapata}}{2}\right) \cdot \left(\frac{D_{es}}{2} - l_{g_m\acute{a}x}\right) \cdot \sen\left(\frac{\theta_{Sapata}}{2}\right) \quad (B9)$$

$$A_{sp} = (A_{sc} - A_{trian}) + e_{cp} \cdot (2 \cdot b_{rp} + b_{Corpo_Polo}) \quad (B10)$$

$$A_{cp} = b_{Corpo_Polo} \cdot h_{rp} \quad (B11)$$

$$A_{fe_Rotor} = P \cdot (A_{cp} + A_{sp}) + A_{rp} \quad (B12)$$

$$V_{fe_Rotor} = L_p \cdot A_{fe_Rotor} \quad (B13)$$

$$m_{fe_Rotor} = V_{fe_Rotor} \cdot \rho_{fe} \quad (B14)$$

Cálculo da massa de ferro do estator

$$V_{fe_Estator} = L_p \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot (D_{es}^2 - D_{is}^2) \right) - L_p \cdot N_{ran} \quad (B15)$$

$$\cdot \left(S_{ran} + w \cdot h_{tt} + \left(\frac{h_a + w}{2} \right) \cdot h_{ctt} \right)$$

$$m_{fe_Estator} = V_{fe_Estator} \cdot \rho_{fe} \quad (B16)$$

Cálculo da massa de cobre do circuito de excitação

$$L_{méd_esp_campo} = 1,2 \cdot \left(2 \cdot (L_p + w_{rpo}) + 2 \cdot (b_{Corpo_Polo} + w_{rpo}) \right) \quad (B17)$$

$$L_{méd_enr_campo} = 2 \cdot p \cdot N_{Espiras_Polo} \cdot L_{méd_esp_campo} \quad (B18)$$

$$m_{cu_Campo} = S_{Fio_exc} \cdot L_{méd_enr_campo} \quad (B19)$$

Cálculo da massa de cobre do circuito de armadura

$$MLT = 1,2 \cdot \left(2 \cdot L_p + 2 \cdot \left(\frac{C_{sp} \cdot 2 \cdot \pi}{N_{ran}} \right) \cdot \left(\frac{D_{sr}}{2} - \frac{S_d}{2} \right) \right) \quad (B20)$$

$$m_{cu_Armadura} = S_{Fio} \cdot MLT \cdot \frac{Z}{2} \cdot \rho_{cu} \quad (B21)$$

Cálculo da massa total de material ativo do gerador

$$m_t = m_{fe_Rotor} + m_{fe_Estator} + m_{cu_Campo} + m_{cu_Armadura} \quad (B22)$$