

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA

PROJETO DE HIDROGERADORES ORIENTADO À
EFICIÊNCIA

MAURO KEN ITI UEMORI

ITAJUBÁ
MAIO DE 2023

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA

MAURO KEN ITI UEMORI

PROJETO DE HIDROGERADORES ORIENTADO À
EFICIÊNCIA

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Prof. Dr. Edson Da Costa Bortoni

Itajubá

Maio de 2023

PROJETO DE HIDROGERADORES ORIENTADO À EFICIÊNCIA

Mauro Ken Iti Uemori

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Sistemas Elétricos de Potência, e aprovados em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Itajubá.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho ao meu pai Michio Uemori (in memoriam) e minha mãe Mieko Uemori, que desde cedo me incentivaram e me deram total apoio para que pudesse me dedicar inteiramente aos estudos.

AGRADECIMENTOS

Na realização da presente dissertação, contei com o apoio e incentivo de minha esposa Júlia V. S. Uemori, a quem agradeço imensamente pela compreensão das noites e finais de semana em que estive ausente.

Ao meu amigo de longa jornada de trabalho, Dr. Jorge Johnny Rocha Echeverria, pelo incentivo e apoio incondicional ao trabalho, contribuindo com a revisão de textos e disponibilizando todo o seu acervo bibliográfico. Aqui lhe exprimo a minha eterna gratidão por ter me feito acreditar que eu seria capaz de tamanha proeza. Agradeço por ter investido horas de descanso e sono ou o próprio convívio familiar para me auxiliar neste trabalho.

Ao orientador desta dissertação, o Prof. Dr Edson da Costa Bortoni, por ter acreditado em meu potencial e investido o seu precioso tempo na orientação, na estruturação da dissertação e revisão do trabalho, mostrando sempre o seu entusiasmo na área de energia e mais especificamente na área de geradores para usinas hidroelétricas.

À GE Energias Renováveis por me ter permitido colaborar por mais de 40 anos, o que possibilitou a formação da minha família, por todo o conhecimento que eu adquiri e que, parte dela, eu consolido aqui neste trabalho.

Por fim, a todos que direta ou indiretamente contribuíram para que este trabalho pudesse ser concluído.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1-1 - Curvas de isorendimento do gerador de 82,25 MVA.....	26
Figura 1-2 - Curvas de isorendimento do gerador de 679 MVA.....	26
Figura 1-3 - Corrente de excitação com diferentes fatores de potência	27
Figura 1-4 - Participação das perdas nas perdas totais para gerador de 82,25 MVA	28
Figura 1-5 - Participação das perdas nas perdas totais para gerador de 679 MVA	28
Figura 1-6 – Variação de vazão para Usinas à fio d’água	30
Figura 1-7 – Variação de vazão para Usinas com reservatório	30
Figura 2-1 - Gerador Síncrono Vertical.....	34
Figura 2-2 - Principais componentes do gerador	35
Figura 2-3 - Base do estator	35
Figura 2-4 - Carcaça do estator	36
Figura 2-5 - Núcleo do estator	39
Figura 2-6 - Corte de uma ranhura com bobinas de múltiplas espiras	40
Figura 2-7 - Barras Roebel com transposição 360°	41
Figura 2-8 - Enrolamento do estator com Barras Roebel.....	47
Figura 2-9 - Rotor do gerador	47
Figura 2-10 - Aranha do rotor	48
Figura 2-11 - Anel magnético	49
Figura 2-12 - Anel ou pista de freio.....	50
Figura 2-13 - Núcleo dos polos.....	51
Figura 2-14 - Bobina polar.....	52
Figura 2-15 - Eixos do gerador	53
Figura 2-16 - Anéis coletores	54
Figura 2-17 - Cruzeta superior, inferior e mancais.....	54
Figura 2-18 - Revestimento do gerador	57
Figura 2-19 - Auxiliares do gerador	57
Figura 2-20 - Sistema de lubrificação forçada para o mancal de escora:.....	58
Figura 2-21 - Sistema de resfriamento e circulação do óleo do mancal	59
Figura 2-22 - Sistema de refrigeração ar-água	60

Figura 2-23 - Macacos de freio e levantamento	62
Figura 3-1 - Painel e transformador de excitação	64
Figura 3-2 - Composição das perdas ferro	70
Figura 3-3 – Tipo e arranjo dos condutores	74
Figura 4-1 - Curva de saturação e permeabilidade relativa	81
Figura 4-2 - Circuito eletromagnético	81
Figura 4-3 - Densidade volumétrica de energia no entreferro da Figura 4-2.....	83
Figura 4-4 - Máquina síncrona de relutância	84
Figura 4-5 – Campo magnético sobre a linha do entreferro de um polo.....	92
Figura 4-6 – Superfície de dissipação de calor do enrolamento do estator.....	94
Figura 4-7 - Momento de inércia em função de S_r/n_n	97
Figura 4-8 - Dimensões de um toróide sólido emulando o conjunto coroa magnética e polos.....	99
Figura 4-9 - Constante do raio de giração do rotor em função do índice do gerador...	100
Figura 4-10 - Curva de saturação do gerador.....	104
Figura-4-11 - Densidade de fluxo de um polo	104
Figura-4-12 – Estrutura do entreferro	105
Figura-4-13 - Densidade de fluxo correspondente ao entreferro da Figura-4-12.....	105
Figura 4-14 - Comportamento da tensão entre duas barras como função da distância entre elas.	106
Figura 4-15 - Variação de tensão e frequência para hidrogeradores.....	111
Figura 5-1 - Curva para estimativa do valor de C (Esson number ou fator de aproveitamento)	116
Figura 5-2 - Chapa de ventilação com os perfis I soldados.....	122

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1 - Comparação de bobinas de múltiplas espiras com barras Roebel.....	42
Tabela 2-2 - Comparativo de enrolamento imbricado versus ondulado.....	44
Tabela 3-1 - Temperatura de referência	64
Tabela 3-2 - Tabela das principais qualidades das chapas siliciosas GNO	71
Tabela 4-1 - Universo observado para a capa de corrente	96
Tabela 4-2 - Valores usuais de Induções magnéticas	103
Tabela 4-3 - Análise dos pontos operacionais com variação de tensão e frequência... ..	111
Tabela 4-4 - Elevação de temperatura [K] acima do ar de refrigeração de 40 °C	113
Tabela 5-1 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras	119
Tabela 5-2 - Dimensionamento da ranhura do estator	121
Tabela 5-3 - Dimensionamento do núcleo do estator	123
Tabela 5-4 - Dimensionamento do polo.....	124
Tabela 5-5 - Dimensionamento da ranhura do estator	130
Tabela 5-6 - Dimensionamento do núcleo do estator	131
Tabela 5-7 - Dimensionamento do polo.....	132
Tabela 5-8 - Principais dados dos 2 geradores de 300 MVA	136
Tabela 5-9 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras	145
Tabela 5-10 - Dimensionamento da ranhura do estator.....	147
Tabela 5-11 - Dimensionamento do núcleo do estator	148
Tabela 5-12 - Dimensionamento do polo.....	149
Tabela 5-13 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras	154
Tabela 5-14 - Dimensionamento da ranhura do estator.....	155
Tabela 5-15 - Dimensionamento do núcleo do estator	157
Tabela 5-16 - Dimensionamento do polo.....	158
Tabela 5-17 - Dimensionamento da ranhura	163
Tabela 5-18 - Dimensionamento do núcleo	165
Tabela 5-19 - Dimensionamento do polo.....	166
Tabela 5-20 - Comparativo entre as 3 soluções	170
Tabela 5-21 - Comparativo dos principais dados das simulações dos geradores	173

Tabela 5-22 – Ganho de energia anual máquina de 300 MVA.....	175
Tabela 5-23 – Ganho de energia anual máquina de 100 MVA.....	175
Tabela 5-24 - Aumento em massa dos geradores.....	176
Tabela 5-25 – Balanço aumento do preço versus produção de energia.....	176

LISTA DE ACRÔNIMOS

<i>ANEEL</i>	Agência Nacional de Energia Elétrica
<i>CA</i>	Corrente alternada
<i>CC</i>	Corrente contínua
<i>GNO</i>	Grão não orientado
<i>GO</i>	Grão orientado
<i>ONS</i>	Operador Nacional do Sistema Elétrico
<i>RTD</i>	<i>Resistance Temperature Detector</i> (Detetor de Temperatura por Resistência)
<i>SIN</i>	Sistema Interligado Nacional
<i>UMP</i>	<i>Unbalanced Magnetic Pull</i> (Empuxo magnético desbalanceado)

LISTA DE SIMBOLOS

A	Area de passagem do fluxo
a	Número de circuito paralelos
a,b,c	Números inteiros que fazem parte de q
A_D	Intensidade linear de corrente do amortecedor
A_{dis}	Superfície interna de dissipação de calor
A_i	Intensidade linear de corrente
A_k	Fatores de ponderação na carga específica
A_{s_des}	Intensidade linear de corrente para carga desequilibrada
bp_k	Largura do núcleo polar
C	Fator de aproveitamento
C_{pp}	Fator de aproveitamento em função do número de polos
D_i	Diâmetro interno do estator
Db_D	Diâmetro da barra de amortecimento
DV	Variação de tensão
f	Frequência
FC	Fator de construção
F_H	Empuxo hidráulico da turbina
fn	Frequência nominal
H	Constante de inércia
i	Corrente no circuito
I_b	Corrente da bobina
I_D	Corrente da barra do enrolamento amortecedor
I_2	Corrente de sequência negativa
J_b	Densidade de corrente na bobina

I_{fn}	Corrente de fase-neutro
I_{fo}	Corrente de excitação em vazio
I_g	Índice do gerador
I_{fg}	Corrente de excitação do entreferro
J	Momento de inércia
J_D	Densidade de corrente da barra de amortecimento
k_{ff}	Valor efetivo da fundamental do campo magnético
k_{fs}	Fator de forma de uma onda senoidal
k_j	Constante de giração do rotor
kVA	Potência aparente
k_w	Fator de enrolamento
l	Comprimento do circuito
l_b	Comprimento total de 1/2 espira
l_{est}	Comprimento axial do núcleo do estator
l_s	Comprimento da coroa magnética
l_w	Comprimento total do condutor
m	Número de fases
n	Número de espiras do circuito
n_d	Rotação de disparo
N_D	Número de barras de amortecimento
n_n	Rotação nominal
N_{ph}	Número de espiras por fase
N_s	Número de ranhuras do estator
N_{tc}	Número de espiras por bobina
p	Número de pares de polos

P_1	Perda do mancal corrigida para a temperatura de referência do óleo
p_{amb}	Pressão do ambiente
P_B	Perda total do mancal de escora
P_b	Parcela do gerador da perda do mancal de escora
P_{cu}	Perdas no cobre
pD_{amb}	Pressão do vapor de água à temperatura ambiente
pD_c	Pressão vapor de água
P_k	Potência em uma carga específica
P_o	Perda do mancal a temperatura diferente da referência do óleo
Pv_c	Perda de ventilação corrigida à temperatura de referência
Pv_m	Perda de ventilação à temperatura de ensaio
q	Número de ranhuras por polo e fase
R	Resistência
R	Altura radial do polo ou coroa
r	Raio externo da coroa
R_A	Constante do ar
R_B	Resistência do cobre
RCC	Relação de curto-circuito
R_D	Constante do vapor de água
R_{ext}	Raio externo dos polos
R_{int}	Raio interno da coroa
RMPG	Rendimento médio ponderado do gerador
SI	Índice de saturação
S_r	Potência aparente
t	Tempo

T_d	Passo do enrolamento amortecedor
T_s	Passo de ranhuras do estator
T''_d	Constante de tempo em curto-circuito, subtransitória, eixo direto
T''_{do}	Constante de tempo a vazio, subtransitória, eixo direto
T''_q	Constante de tempo em curto-circuito, subtransitória, eixo quadratura
T''_{qo}	Constante de tempo a vazio, subtransitória, eixo quadratura
T'_d	Constante de tempo em curto-circuito, transitória, eixo direto
T'_{do}	Constante de tempo a vazio, transitória, eixo direto
U_n	Tensão nominal do gerador
U_{ff}	Tensão fase-fase
U_{fn}	Tensão de fase-terra
v	Tensão
Vol	Volume ocupado pelo fluxo magnético no entreferro
Vol_{cm}	Volume do toróide formado pela coroa magnética
V_p	Velocidade periférica
W_g	Peso da parte rotativa do gerador
W_T	Peso da parte rotativa da turbina
X''_{ds}	Reatância subtransitória de eixo direto, saturado
X''_{du}	Reatância subtransitória de eixo direto, não saturado
X''_q	Reatância subtransitória de eixo quadratura
X''_{qs}	Reatância subtransitória de eixo quadratura, saturado
X''_{qu}	Reatância subtransitória de eixo quadratura, não saturado
X_2	Reatância de sequência negativa
X_B	Reatância de dispersão do estator com rotor retirado
X_{ds}	Reatância síncrona de eixo direto, saturado

X'_{ds}	Reatância transitória de eixo direto, saturado
X_{du}	Reatância síncrona de eixo direto, não saturado
X'_{du}	Reatância transitória de eixo direto, não saturado
X_0	Reatância de sequência zero
X_{qs}	Reatância síncrona de eixo quadratura, saturado
X_{qu}	Reatância síncrona de eixo quadratura, não saturado
X_{ST}	Reatância de dispersão do estator
X_{SX}	Reatância de dispersão total do estator
y_1	Passo do enrolamento lado acoplado
y_2	Passo do enrolamento lado não acoplado
α_{1i}	Fator de encerramento de uma senoide
α_{cs}	Fator de dissipação de calor da máquina
α_k	Coeficiente de transferência de calor
α_i	Fator de cobertura polar
β_{1rms}	Relação campo efetivo/médio
β	Campo magnético
β_{avg}	Valor médio do campo magnético
β_{max}	Densidade de fluxo magnético, valor de pico
β_{rms}	Valor efetivo do campo magnético
Δk_j	Indicador de quão densamente estão distribuídos os polos
ΔT	Elevação de temperatura
η_o	Viscosidade dinâmica do óleo à temperatura durante ensaio
η_1	Viscosidade dinâmica do óleo à temperatura de referência
η_k	Rendimento à uma carga específica

\mathcal{F}	Força magneto motriz
\mathcal{H}	Intensidade do campo magnético
θ_{amb}	Temperatura ambiente
$\mathcal{K}\pi_s$	Capa de corrente
μ_o	Permeabilidade magnética do ar
μ	Permeabilidade magnética do meio
μ_{ar}	Permeabilidade magnética do ar
μ_{fe}	Permeabilidade do ferro
μ_m	Permeabilidade do material
ρ_b	Resistividade do condutor
ρ_c	Densidade do ar
ρ_{dAc}	Densidade parcial do ar seco
ρ_{Dc}	Densidade parcial do valor de água
ρ_{Fe}	Densidade do aço
ρ_{tm}	Densidade do ar na temperatura do ensaio
ρ_{tref}	Densidade do ar na temperatura de referência
δ_m	Entreferro mínimo
δ	Entreferro
τ	Torque mecânico
τ_p	Passo polar
φ_{amb}	Umidade relativa do ambiente
ϕ	Fluxo magnético
Φ_{avg}	Fluxo magnético necessário induzir tensão nominal F-N
ω_{mec}	Velocidade angular mecânica

ω	Velocidade angular
∂W_{el}	Energia elétrica de entrada
∂W_{joule}	Energia elétrica de dissipação térmica
∂W_{mag}	Energia magnética armazenada
λ	Passo da ranhura do estator
$\Gamma 1$	Posição da barra amortecedora #1
$\Gamma 2$	Posição da barra amortecedora #2
ΔT_D	Elevação de temperatura do enrolamento amortecedor

RESUMO

Apresentar-se-á uma descrição detalhada de um hidrogerador vertical síncrono de polos salientes, discorrendo sobre o projeto, sobre os processos de fabricação e sobre os materiais de todos os principais componentes.

Elabora-se uma descrição de todas as perdas envolvidas no cálculo do rendimento, suas origens e métodos para a redução das perdas e consequente aumento do rendimento.

Para consolidar os conceitos, discorre-se sobre uma abordagem teórica versando sobre os princípios do dimensionamento elétrico e térmico dos geradores síncronos.

Para enriquecer a abordagem teórica foram apresentados dois casos de aplicação. Em cada caso foi simulado duas alternativas, uma visando alto rendimento e outra visando reduzir o custo.

O primeiro caso trata de um gerador hipotético de 300 MVA e 120 rpm, com o intuito de expor o procedimento de otimização. Já no caso, esses rudimentos de dimensionamento são aplicados a um gerador de 100 MVA e 257,14 rpm que retrata um gerador real, fabricado, projetado e comissionado com êxito.

No segundo caso além de simular a máquina na forma como foi construída, expõem-se duas variantes adicionais. Numa primeira variante, sobre o projeto da máquina construída, elabora-se uma versão com o mesmo alto rendimento, porém, introduzindo atualizações tecnológicas com as que poderia se reduzir o custo original. Já na segunda variante no lugar do projeto original, elabora-se um gerador totalmente orientado para redução de custo. Assim, quando se procede à comparação de resultados, comparam-se a variante de rendimento otimizada, com a variante totalmente orientada para custo.

Finalmente faz-se uma análise do incremento dos preços de venda dos geradores orientados a alto rendimento, quando comparado com geradores dimensionados para otimização de custos, e uma análise de ganhos em venda de energia adicional decorrente da diminuição das perdas, chegando finalmente a estimar os anos de operação necessários para igualar o incremento do preço.

ABSTRACT

A detailed description of a salient pole synchronous vertical hydrogenerator will be presented, discussing the design, the manufacturing processes and the materials of all the main components.

A description of all the losses involved in the calculation of the efficiency is elaborated, their origins and methods for the reduction of the losses and consequent increase of the efficiency.

To consolidate the concepts, a theoretical approach is discussed on the principles of electrical and thermal dimensioning of synchronous generators.

To enrich the theoretical approach, two application cases were presented. In each case, two alternatives were simulated, one aiming at high efficiency and the other aiming at reducing the cost.

The first case deals with a hypothetical generator of 300 MVA and 120 rpm, to expose the optimization procedure. In this case, these sizing rudiments are applied to a generator of 100 MVA and 257.14 rpm that represents a real generator, manufactured, designed and successfully commissioned.

In the second case, in addition to simulating the machine as it was built, two additional variants are exposed. In a first variant, based on the design of the machine built, a version with the same high efficiency is elaborated, however, introducing technological updates with which the original cost could be reduced. In the second variant, in place of the original project, a generator totally oriented to cost reduction is elaborated. Thus, when comparing results, compare the performance-optimized variant with the fully cost-oriented variant.

Finally, an analysis is made of the increase in sales prices of high-efficiency oriented generators, when compared to generators sized for cost optimization, and an analysis of gains in the sale of additional energy resulting from the reduction of losses, finally estimating the years of operation required to match the price increase.

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA	4
AGRADECIMENTOS	5
LISTA DE ILUSTRAÇÕES	6
LISTA DE TABELAS	8
LISTA DE ACRÔNIMOS	10
LISTA DE SIMBOLOS	11
RESUMO	18
ABSTRACT	19
SUMÁRIO	20
1. INTRODUÇÃO	25
1.1 <i>MOTIVAÇÃO</i>	25
1.1.1 RENDIMENTO E CURVAS DE ISORENDIMENTOS.....	25
1.1.2 CONSIDERAÇÃO DO RENDIMENTO MÉDIO PONDERADO.....	28
1.1.3 CONSIDERAÇÃO DO TIPO DE USINA.....	29
1.1.4 QUESTÕES DE MERCADO	31
1.2 <i>ESCOPO DA DISSERTAÇÃO</i>	32
1.3 <i>ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO</i>	32
2 DESCRITIVO DO GERADOR	34
2.1 <i>ESTATOR</i>	35
2.1.1 BASES	35
2.1.2 CARÇAÇA.....	36
2.1.3 NÚCLEO DO ESTATOR	37
2.1.4 ENROLAMENTO DO ESTATOR.....	39
2.1.4.1 BOBINAS MULTIPLAS ESPIRAS.....	39
2.1.4.2 BARRAS ROEBEL.....	40
2.1.4.3 ENROLAMENTO IMBRICADO VERSUS ONDULADO	42
2.1.4.4 COMPOSIÇÃO DAS BARRAS ROEBEL.....	44
2.1.4.5 COMPOSIÇÃO DAS BOBINAS MULTIPLAS ESPIRAS.....	44
2.1.4.6 ISOLAÇÃO DAS BARRAS/BOBINAS	45
2.1.4.7 MATERIAL DE INSTALAÇÃO DAS BARRAS/BOBINAS	46
2.2 <i>ROTOR</i>	47

2.2.1	ARANHA	47
2.2.1.1	CUBO DA ARANHA	47
2.2.1.2	LATERAL DA ARANHA.....	48
2.2.2	ANEL MAGNÉTICO	49
2.2.3	ANEL DE FREIO	50
2.2.4	POLOS	50
2.2.4.1	NÚCLEO DOS POLOS	50
2.2.4.2	BOBINAS POLARES	51
2.2.4.3	ENROLAMENTO AMORTECEDOR.....	52
2.2.4.4	FIXAÇÃO DOS POLOS.....	52
2.2.5	EIXO	53
2.2.6	ANÉIS COLETORES	54
2.3	<i>CRUZETA SUPERIOR, CRUZETA INFERIOR, MANCAIS E REVESTIMENTOS</i>	54
2.3.1	CRUZETAS SUPERIOR E INFERIOR	55
2.3.2	MANCAL DE GUIA.....	55
2.3.3	MANCAL DE ESCORA	55
2.3.4	INVÓLUCRO DO GERADOR	56
2.4	<i>AUXILIARES</i>	57
2.4.1	SISTEMA DE ÓLEO À ALTA PRESSÃO	57
2.4.2	SISTEMA DE RESFRIAMENTO E CIRCULAÇÃO DO ÓLEO	58
2.4.3	SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DO GERADOR	59
2.4.3.1	TROCADORES DE CALOR	60
2.4.3.2	TUBULAÇÃO E VÁLVULAS.....	60
2.4.4	SISTEMA DE FRENAGEM E LEVANTAMENTO	61
3	PERDAS E RENDIMENTO	63
3.1	<i>PERDAS CONSIDERADAS NO RENDIMENTO DO GERADOR</i>	63
3.1.1	PERDAS I^2R DOS ENROLAMENTOS DO ESTATOR E ROTOR	63
3.1.2	PERDAS NO SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR.....	64
3.1.3	PERDAS NOS MANCAIS DO GERADOR.....	65
3.1.3.1	CORREÇÃO DAS PERDAS DOS MANCAIS COM A TEMPERATURA DO ÓLEO	65
3.1.3.2	ALOCAÇÃO DAS PERDAS DO MANCAL DE ESCORA / MANCAL COMBINADO SEGUNDO AS NORMAS IEC, IEEE E AS PRÁTICAS USUAIS.....	66
3.1.4	PERDAS DE VENTILAÇÃO	67
3.2	<i>RENDIMENTO MÉDIO PONDERADO DO GERADOR (RMPG)</i>	68
3.3	<i>CLASSIFICAÇÃO DAS PERDAS</i>	69
3.3.1	PERDAS FERRO DO ESTATOR	70

3.3.2	PERDAS NO ENROLAMENTO DO ESTATOR.....	72
3.3.3	PERDAS NO ENROLAMENTO DE CAMPO.....	74
3.3.4	PERDAS NO ENROLAMENTO AMORTECEDOR.....	74
3.3.5	PERDAS NA SUPERFÍCIE DA SAPATA DO POLO.....	75
3.3.6	PERDAS ADICIONAIS NAS EXTREMIDADES DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	75
3.3.7	OUTRAS PERDAS.....	76
3.3.8	PERDAS DE VENTILAÇÃO.....	76
3.3.9	PERDAS NOS MANCAIS.....	77
3.3.10	MEDIÇÃO DAS PERDAS.....	77
4	PRINCÍPIOS DE DIMENSIONAMENTO ELETROMAGNÉTICO E TÉRMICO DE UM GERADOR	
	SÍNCRONO DE POLOS SALIENTES.....	79
4.1	<i>INTRODUÇÃO.....</i>	79
4.2	<i>DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA.....</i>	79
4.3	<i>A LEI CIRCUITAL DE AMPERE.....</i>	79
4.4	<i>A DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA.....</i>	81
4.5	<i>A MÁQUINA ELEMENTAR DE RELUTÂNCIA.....</i>	84
4.6	<i>A IDENTIDADE CONSTRUTIVA DE UMA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES.....</i>	86
4.7	<i>A DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA NUMA MÁQUINA SÍNCRONA.....</i>	86
4.8	<i>A IDENTIDADE CONSTRUTIVA DO GERADOR.....</i>	89
4.9	<i>INTENSIDADE LINEAR DE CORRENTE.....</i>	93
4.10	<i>PRINCÍPIOS DE AQUECIMENTO NA MÁQUINA SÍNCRONA.....</i>	93
4.10.1	<i>INTRODUÇÃO AOS PRINCÍPIOS DE AQUECIMENTO.....</i>	93
4.10.2	<i>APLICAÇÃO CONSTRUTIVA DA CAPA DE CORRENTE.....</i>	95
4.11	<i>MOMENTO DE INÉRCIA E CONSTANTE DE INÉRCIA.....</i>	97
4.12	<i>DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR E COMPRIMENTO AXIAL DO NÚCLEO.....</i>	98
4.12.1	<i>INTRODUÇÃO AO DIMENSIONAMENTO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR.....</i>	98
4.12.2	<i>O DIÂMETRO DO ESTATOR IMPOSTO PELO MOMENTO DE INÉRCIA ESPECIFICADO.....</i>	98
4.12.3	<i>ESTIMATIVA DO COMPRIMENTO AXIAL DO NÚCLEO DO ESTATOR.....</i>	101
4.13	<i>ENTREFERRO.....</i>	101
4.14	<i>REATÂNCIAS.....</i>	101
4.14.1	<i>VALORES SUGERIDOS PELA NORMA.....</i>	101
4.14.2	<i>TOLERÂNCIAS SUGERIDAS PELA NORMA.....</i>	102
4.14.3	<i>VALORES USUAIS PARA USINAS HIDRELÉTRICAS DE GRANDE PORTE.....</i>	102
4.15	<i>SATURAÇÃO DO GERADOR.....</i>	103
4.16	<i>ENROLAMENTO AMORTECEDOR.....</i>	104

4.16.1	ENROLAMENTO AMORTECEDOR E SUA INFLUÊNCIA NA FORÇA ELETROMOTRIZ.....	104
4.16.2	DIMENSIONAMENTO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR	107
4.16.2.1	CAPA DE CORRENTE.....	107
4.16.2.2	CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA NO AMORTECEDOR	107
4.16.2.3	NÚMERO MÍNIMO DE BARRAS DE AMORTECIMENTO.....	108
4.16.2.4	CORRENTE NO AMORTECEDOR.....	108
4.16.2.5	DIÂMETRO DA BARRA DO AMORTECEDOR	109
4.16.2.6	ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR.....	109
4.16.2.7	ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR DURANTE TRANSITÓRIOS.....	110
4.17	CONDIÇÕES NOMINAIS DE OPERAÇÃO	110
5	SIMULAÇÃO DE GERADORES	114
5.1	OBJETIVO DAS SIMULAÇÕES DE GERADORES DE 300 MVA.....	114
5.1.1	ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO GERADOR.....	114
5.1.2	DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 300 MVA ORIENTADO PARA RENDIMENTO	116
5.1.2.1	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR	116
5.1.2.1.1	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 1	117
5.1.2.1.2	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 2	117
5.1.2.1.3	DIÂMETRO INTERNO ESCOLHIDO.....	118
5.1.2.2	DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR.....	118
5.1.2.3	DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS	118
5.1.2.4	DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR	120
5.1.2.5	DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	122
5.1.2.6	DIMENSIONAMENTO DO POLO.....	123
5.1.2.7	DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO	125
5.1.3	DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 300 MVA ORIENTADO PARA CUSTO	128
5.1.3.1	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR	128
5.1.3.2	DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR.....	129
5.1.3.3	DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS	129
5.1.3.4	DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR	130
5.1.3.5	DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	131
5.1.3.6	DIMENSIONAMENTO DO POLO.....	132
5.1.3.7	DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO	133
5.1.4	COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DOS 2 GERADORES DE 300 MVA.....	136
5.2	OBJETIVO DAS SIMULAÇÕES DE GERADORES DE 100 MVA.....	140
5.2.1	ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO GERADOR.....	140
5.2.2	DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA COM PROJETO ORIGINAL ORIENTADO PARA RENDIMENTO	142

5.2.2.1	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR	142
5.2.2.1.1	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 1	143
5.2.2.1.2	DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 2	143
5.2.2.1.3	DIÂMETRO INTERNO ESCOLHIDO.....	144
5.2.2.2	DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR	144
5.2.2.3	DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS	144
5.2.2.4	DIMENSIONAMENTO DOS FIOS DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR.....	146
5.2.2.5	DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	148
5.2.2.6	DIMENSIONAMENTO DO POLO	148
5.2.2.7	DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO	149
5.2.3	DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA COM PROJETO ATUALIZADO E ORIENTADO PARA RENDIMENTO	153
5.2.3.1	DIÂMETRO INTERNO, COMPRIMENTO E NÚMERO DE RANHURAS	153
5.2.3.2	DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR	155
5.2.3.3	DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	156
5.2.3.4	DIMENSIONAMENTO DO POLO	157
5.2.3.5	DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO	158
5.2.4	DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA ORIENTADO PARA CUSTO	162
5.2.4.1	DIÂMETRO INTERNO, COMPRIMENTO E NÚMERO DE RANHURAS	162
5.2.4.2	DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR	163
5.2.4.3	DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR.....	164
5.2.4.4	DIMENSIONAMENTO DO POLO	165
5.2.4.5	DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO	166
5.2.5	COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DOS 3 GERADORES DE 100 MVA.....	170
5.3	COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DAS SIMULAÇÕES DOS GERADORES	173
5.3.1	GANHOS DE ENERGIA E RETORNO DE INVESTIMENTO.....	174
6	CONCLUSÃO	177
6.1	RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	178
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	180
8	APÊNDICE E ANEXO	180
8.1	APÊNDICE – CÁLCULO ELETROMAGNÉTICO.....	187
8.2	ANEXO – CÁLCULO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR.....	204

1. INTRODUÇÃO

Apesar das hidrelétricas serem fontes energéticas limpas, muitos consideram que estas causam impactos socioambientais negativos e por isso geram tantos protestos contrários à sua implantação e muitas vezes levam até a uma revisão do projeto de modo a reduzir esses impactos tidos como negativos sociais e ambientais com a redução drástica nas dimensões dos reservatórios.

Isso leva à construção de usinas hidrelétricas “a fio d'água”, que são aquelas que não precisam de reservatório de água ou têm dimensões menores do que poderiam ter e tem como consequência a maior preservação das áreas de entorno, a proteção da fauna e da flora e o deslocamento, se necessário, de uma quantidade menor de pessoas.

A desvantagem desse tipo de usina é que ela usa o fluxo de água do próprio rio para movimentar suas turbinas, ficando à mercê do volume de chuvas para a geração de energia e que em época de cheia a geração de energia aumenta, mas em época de seca, diminui e algumas vezes causam até o seu desligamento.

Apesar de ser um modelo sustentável, com vantagens ambientais e sociais, a usina a fio d'água diminui a segurança energética do país devido, exatamente, à sua dependência dos ciclos pluviais.

No entanto, implantar sistemas de pequenas e médias barragens é uma das atitudes cada vez mais necessárias para equilibrar a necessidade de geração de energia com a sustentabilidade ambiental e social pretendida pelo país e tem se mostrado como uma tendência a ser adotada.

Diante do exposto, o rendimento dos equipamentos de geração de energia tem um papel fundamental na continuidade do modelo das hidroelétricas com pequenos reservatórios, pois com o aumento do rendimento dos equipamentos, utiliza-se menos desta preciosa água para a mesma geração de energia, e que motivou a escolha deste tema para a presente dissertação de mestrado.

1.1 MOTIVAÇÃO

1.1.1 RENDIMENTO E CURVAS DE ISORENDIMENTOS

A experiência mostra que geradores podem ter suas curvas de desempenho diferentes em função das suas características de projeto. A análise desenvolvida em [1] resultou nas curvas de isorendimento desenhadas sobre a curva de capacidade, sendo a Figura 1-1 para um gerador de 82,25 MVA acionado por uma turbina hidráulica bulbo e a Figura 1-2 para um gerador de 679 MVA acionado por uma turbina Francis.

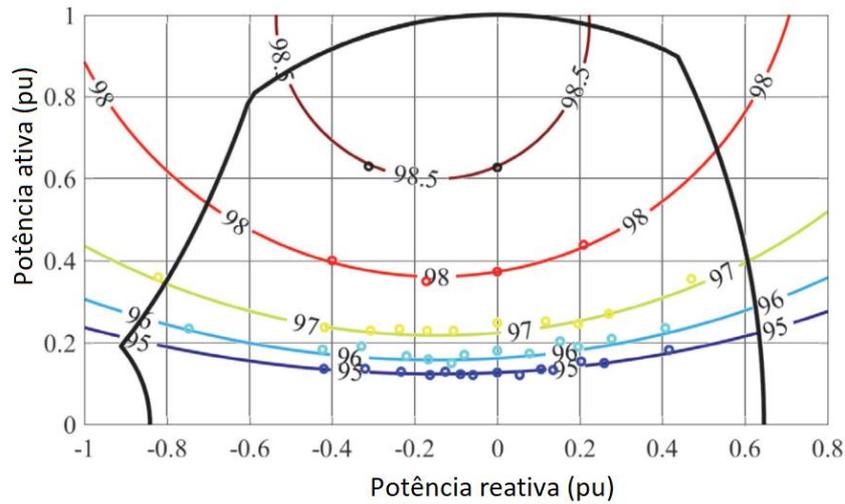


Figura 1-1 - Curvas de isorendimento do gerador de 82,25 MVA

Fonte [1]

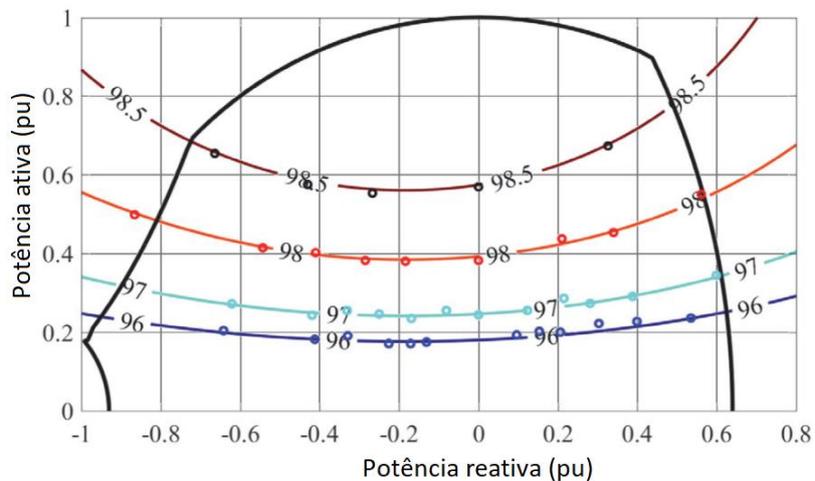


Figura 1-2 - Curvas de isorendimento do gerador de 679 MVA

Fonte [1]

A máquina de 82,25 MVA é um gerador projetado para ser usado com turbina Kaplan em arranjo bulbo, enquanto o gerador de 679 MVA foi projetado para trabalhar com uma turbina Francis. Assim, pode-se observar que o comportamento do rendimento pode ser diferente a depender do projeto do gerador.

Mesmo visualmente pode-se observar a diferença entre as curvas de isorendimentos. Dentro da curva de capacidade, o primeiro possui uma curva de rendimento mais fechada, enquanto o segundo apresenta uma curva mais aberta.

No entanto, em ambos os casos, o ponto de máximo rendimento se dá em uma localização à esquerda do diagrama, isto é, com absorção de potência reativa pelo gerador.

Tal fato pode ser explicado baseado no conteúdo da Figura 1-3. Embora possa haver correntes de armadura com amplitudes iguais, as correntes de campo I_{F1} e I_{F2} podem ser diferentes, sendo $I_{F1} < I_{F2}$, assim, as perdas por efeito Joule do campo do gerador no ponto 1 será menor que no ponto 2, resultando numa eficiência maior para o ponto 1 do que para o ponto 2.

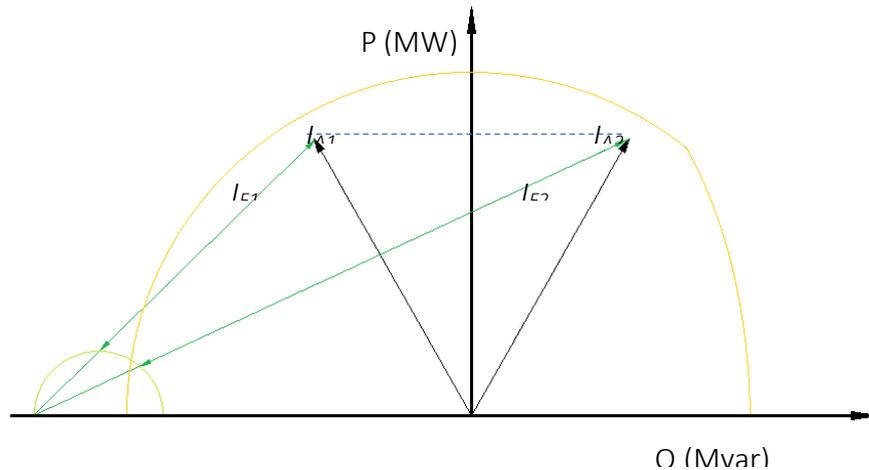


Figura 1-3 - Corrente de excitação com diferentes fatores de potência

Fonte [2]

Enquanto a perda por atrito dos mancais permanece a mesma para uma velocidade e forças constantes, posto que este é externo e não depende das dimensões da máquina, a perda por ventilação variará com o diâmetro do rotor elevado à quarta potência [3].

Com o aumento do diâmetro, o comprimento axial do núcleo vai diminuir inversamente ao diâmetro ao quadrado. A área do entreferro é inversamente proporcional ao diâmetro, logo esta diminui com o aumento do diâmetro. Como o fluxo no entreferro é o mesmo, a densidade de fluxo cresce proporcional ao aumento do diâmetro porque o comprimento diminuirá linearmente, enquanto o diâmetro varia com o quadrado.

A fim de manter a mesma tensão de saída, a corrente de excitação deve crescer aproximadamente na mesma proporção de crescimento do diâmetro do rotor. Embora a velocidade de rotação permaneça constante, também se espera que as perdas Joule aumentem, devido ao crescimento da corrente de excitação.

O aumento da corrente de excitação não implica diretamente no aumento da perda Joule do rotor, porque ela também depende da resistência do rotor. O mesmo raciocínio se aplica às perdas Joule do estator. Assim, as perdas nestes enrolamentos dependem das respectivas resistências e respectivos quadrado das correntes.

A se manter o material magnético, as perdas no ferro irão variar com o aumento do fluxo e das dimensões da coroa e dentes do estator. Se as dimensões forem as mesmas, as áreas de passagem do fluxo serão menores resultando em aumento da densidade de fluxo, logo as perdas no material magnético tendem a crescer com o aumento do diâmetro.

Nas Figura 1-4 e Figura 1-5 são mostradas as perdas totais para cada um dos geradores, obtidas a partir dos dados das perdas parciais na referência [1].

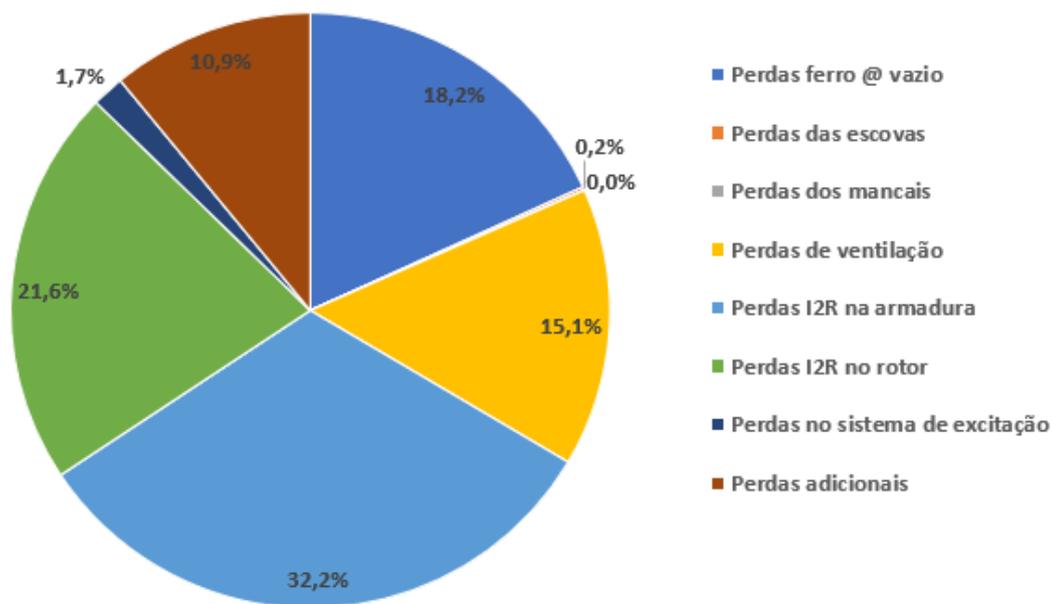


Figura 1-4 - Participação das perdas nas perdas totais para gerador de 82,25 MVA

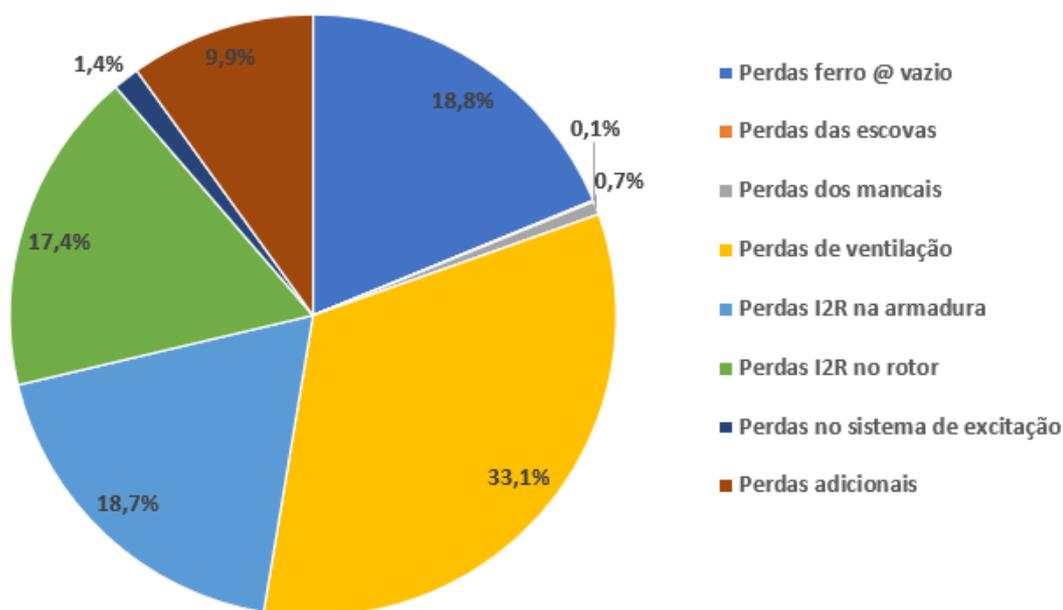


Figura 1-5 - Participação das perdas nas perdas totais para gerador de 679 MVA

1.1.2 CONSIDERAÇÃO DO RENDIMENTO MÉDIO PONDERADO

Sabe-se que uma máquina moderna deve suportar um alto número de ciclos de partidas e paradas; deve operar dentro dos limites de carga permitidos pela turbina, mas raramente em uma carga nominal; e permitir uma alta parcela de potência reativa para estabilização da rede com uso total da capacidade de subexcitação.

Estendendo as considerações além do impacto do ciclo de trabalho, o impacto da carga variável em outras características específicas do gerador, como o rendimento, também deve ser considerado. Isso pode ser de particular interesse e preocupação nos casos em que o gerador está sendo especificado para substituição de uma unidade existente, independente da máquina primária, por exemplo. Nesses casos, a comparação dos rendimentos do gerador explicitamente pode pesar na seleção do equipamento, enquanto na maioria dos casos em que tanto a máquina primária quanto o gerador são fornecidos como um pacote, o rendimento combinado é a consideração principal.

Com grandes variações de carga, as perdas do gerador variam, resultando em mudanças significativas no rendimento do gerador. Embora o rendimento geral da planta de geração seja amplamente ditado pela eficiência térmica do ciclo, uma análise das perdas do gerador em relação à carga é instrutiva.

Neste contexto, o rendimento médio ponderado desempenha um papel muito importante. Antigamente bastava a medição do rendimento em um determinado ponto, em geral a potência nominal. Hoje em dia, devido aos vários argumentos estabelecidos neste documento, percebeu-se que um gerador opera em vários pontos e, portanto, o conhecimento do rendimento de conversão de energia nesses pontos é importante, assim como o conhecimento do rendimento na condição nominal.

Considerando tensão, velocidade e frequência nominais em condições de carga equilibrada, o rendimento médio ponderado deve ser calculado de acordo com o descrito no item 3.2.

Assim, um gerador poderá ser apropriadamente dimensionado a depender de sua aplicação, ou até mesmo da disponibilidade de energia primária.

1.1.3 CONSIDERAÇÃO DO TIPO DE USINA

Uma central hidroelétrica depende da disponibilidade de recursos hídricos, isto é, quedas e vazões. Vale ressaltar que, por ser uma fonte de energia renovável, a usina hidrelétrica também está sujeita à disponibilidade de recursos. Claro que as variações são muito menores do que na geração eólica ou solar. O grau de influência da disponibilidade de recursos pode ser dividido em dois, dependendo se é uma usina a fio d'água ou se possui reservatório.

Para usinas a fio d'água, quase não há variação na queda disponível, mas a geração de energia ativa está sujeita à disponibilidade das afluências. A curva de duração das vazões pode ser utilizada para avaliar a variação das vazões conforme mostrado nas Figura 1-6 e Figura 1-7.

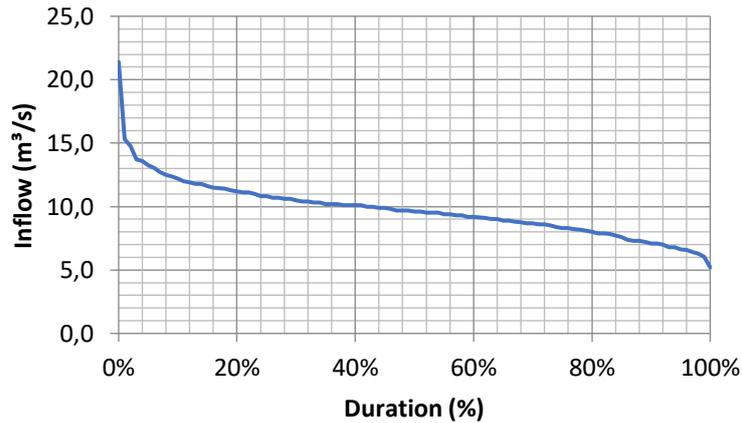


Figura 1-6 – Variação de vazão para Usinas à fio d'água

Fonte [2]

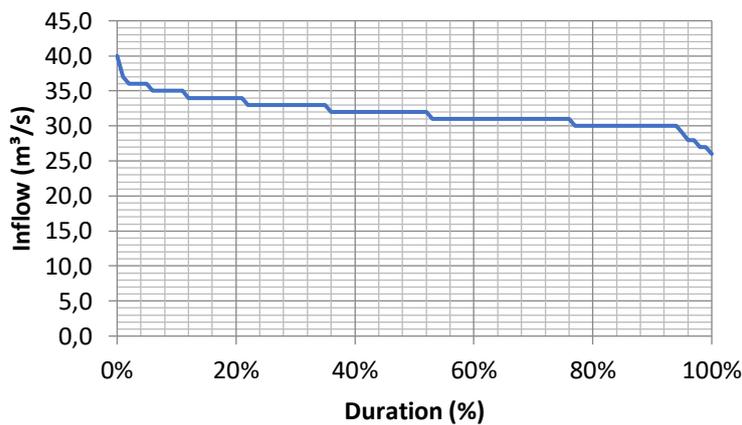


Figura 1-7 – Variação de vazão para Usinas com reservatório

Fonte [2]

As vazões de uma usina localizada na cabeceira da bacia, como exemplo a do rio Ouro no estado da Bahia, Brasil, são mostradas na Figura 1-6. A diferença entre a vazão máxima e mínima é perceptível. A curva mostrada na Figura 1-7 é quase plana e a diferença entre a vazão máxima e mínima é muito baixa. A Figura 1-7 representa as vazões do rio Formiga no estado de Mato Grosso, Brasil. Um índice de referência é a diferença da afluência máxima para a mínima sobre a média das afluências. Para o primeiro caso, o índice é de 1,668 enquanto para o primeiro caso é de 0,439. Isso significa, de forma bastante observável, que a potência gerada no primeiro caso terá variações maiores do que no segundo caso, que permanecerá quase constante.

A variação das afluências reflete-se também na variação da potência gerada e na energia no período correspondente. Portanto, devido a baixas afluências em alguns períodos de um determinado ano, o gerador trabalhará com baixa potência, inferior à sua potência nominal. No entanto, com altas afluências, o gerador trabalhará em sua potência máxima.

Essa mesma questão se refletirá em outros assuntos, como o número de unidades em uma usina. Se houver muita variação de vazão, a turbina deve suportar a vazão mínima, caso em que pode ser necessário um número maior de unidades. Quando quase não há variação de vazão, o número de unidades pode ser menor. O número de unidades pode aumentar por outros motivos tecnológicos, como é o caso da hidrelétrica de Itaipu. A hidrelétrica está localizada na foz do rio Paraná com regularização natural. Por se tratar de uma usina de 14.000 MW, a potência total deve ser dividida entre as 20 unidades existentes de forma a manter a potência de cada gerador abaixo do limite superior de projeto na época da construção da hidrelétrica.

Essas questões, entre outras que podem ser levantadas, estão relacionadas às hidrelétricas a fio d'água que não possuem reservatório. Para aquelas hidrelétricas com reservatórios, a vazão na turbina pode ser bastante constante, pois a água é armazenada quando há altas afluências e a água é liberada para as baixas afluências, mantendo-a bastante constante. Portanto, o fluxo não varia muito, mas a carga pode variar com os fluxos de entrada.

1.1.4 QUESTÕES DE MERCADO

Enquanto a geração hidrelétrica depende da disponibilidade de recursos hídricos, o produto final, ou seja, a energia gerada, é vendido no mercado de eletricidade ao preço corrente. O termo energia é aplicado à potência ativa ao longo do tempo enquanto a potência reativa pode ser paga como um serviço ancilar para manter a tensão nos sistemas de potência dentro de valores aceitáveis e atender questões de estabilidade.

As premissas do mercado dependem do país de estudo, pois cada país desenvolve suas próprias regras para lidar com esse problema. Existem muitos métodos de avaliação monetária. Por exemplo, um método impõe preços fixos para a energia em que a usina é reembolsada com base em sua energia firme e a monetização de qualquer potência reativa demandada está incluída neste preço [2]. Como alternativa, o proprietário da usina pode negociar diretamente com o consumidor estabelecendo o preço da energia. Outro método é o chamado mercado à vista, onde tanto o produtor quanto o consumidor negociam os preços da energia em uma câmara, geralmente para ajudar a resolver um problema de superávit ou déficit. Existem mercados em que o preço da energia é definido por horas, vulgarmente conhecido por TOU – *Time-Of-Use* [2].

Assim, estão em jogo a eficiência da conversão energética, a disponibilidade de recursos e os preços tanto da energia como dos serviços ancilares. O carregamento de um gerador deve maximizar os benefícios junto com a venda de energia. Claro que, do outro lado deste equilíbrio, e no centro do jogo, está a máquina geradora que deve suportar a variação de geração necessária, tendo sempre em conta a sua perda de vida mantendo-se sob controle.

1.2 ESCOPO DA DISSERTAÇÃO

O escopo da dissertação está limitado a geradores de usinas hidrelétricas de grande porte, acionadas por turbinas hidráulicas, sendo geradores síncronos de polos salientes, trifásicos, de eixo vertical com potência maior ou igual a 10 MVA, rotação abaixo de 1200 rpm, frequência de 50 ou 60 Hz e tensão acima de 6 kV.

Porém grande parte do estudo também pode ser utilizado para geradores síncronos de polos salientes de eixo horizontal, motores síncronos de polos salientes de eixo vertical ou horizontal, compensadores síncronos que normalmente são fabricados em eixo horizontal e bulbogeradores.

Também pode ser utilizado para usinas reversíveis que utilizem motores e geradores síncronos de polos salientes.

1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

A dissertação foi estruturada em 9 capítulos, procurando facilitar a compreensão com uma divisão clara dos assuntos abordados.

O capítulo 2 apresenta uma descrição detalhada de um gerador síncrono, trifásico, de polos salientes de grande porte, com referências aos materiais utilizados, projeto e processos de fabricação.

Detalha os aspectos construtivos da parte estática, que são: carcaça, núcleo, enrolamento e base, cruzetas, partes estáticas dos mancais, plataformas e revestimentos. Da parte rotativa tem-se os polos, anel magnético, aranha, eixos, anel coletor e partes rotativas dos mancais. Também descreve o sistema de frenagem, sistema de resfriamento ar-água e óleo-água.

O capítulo 3 define as perdas que devem ser inclusas no cálculo do rendimento baseados em normas internacionais, define também a temperatura de referência em função da classe de temperatura de operação para cálculo das resistências ôhmicas do enrolamento do estator e rotor, a temperatura do óleo para as garantias das perdas dos mancais e a temperatura do ar de refrigeração para as perdas de ventilação. Caso durante o ensaio a temperatura do óleo não seja o valor na qual a perda foi garantida, sugere-se um método de correção das perdas medidas do mancal de escora e de guia. O mesmo princípio se aplica para a perda de ventilação, em que a perda medida pode ser corrigida pela densidade do ar em função da temperatura em que a perda foi medida e da temperatura em que a perda foi garantida.

Cita também a alocação de perdas dos mancais e a divisão de perdas do mancal comum a gerador e turbina.

E finalmente apresenta o rendimento médio ponderado utilizando as duas fórmulas normalmente utilizadas nas especificações técnicas dos clientes, assim como os fatores de ponderação.

Apresenta a classificação das perdas, onde se expõe em detalhes todas as perdas em uma máquina síncrona de polos salientes, os componentes que as geram e como reduzi-las com mudança de material ou de concepção. Tem um grande enfoque na influência das harmônicas do campo principal, das harmônicas da reação da armadura e dos fluxos de dispersão.

Faz um comparativo entre a utilização da ventilação axial e radial, assim como critérios normalmente utilizados para definição do tipo a ser utilizado.

Discorre-se sobre a melhor localização para instalação do mancal de escora com o objetivo de reduzir as perdas, e a utilização de materiais mais modernos de revestimento dos segmentos principalmente dos de escora.

O capítulo 4 disserta sobre os princípios de dimensionamento eletromagnético e térmico de um gerador síncrono de polos salientes.

Neste capítulo aborda-se o conceito da densidade volumétrica de energia, a lei circuital de Ampere, a máquina elementar de relutância, a identidade construtiva de uma máquina síncrona de polos salientes, a intensidade linear de corrente, os princípios de aquecimento e o momento de inércia e a constante de inércia.

Expõe-se um método para a estimativa do diâmetro interno do estator e o comprimento bruto axial, critérios para os limites de entreferro, a saturação do circuito magnético relacionada com o índice de saturação e as reatâncias.

Apresenta as definições das condições nominais de operação baseadas em normas técnicas internacionais. Discute os efeitos da variação de tensão e frequência e seus efeitos na saturação e temperatura dos enrolamentos com os respectivos impactos em sua vida útil.

No capítulo 5 apresenta-se o cálculo de um gerador de 300 MVA e um de 100 MVA, calculando uma máquina intencionada a obter o melhor rendimento e outra visando o menor custo.

Nesse processo de cálculo segue-se passo a passo com o dimensionamento do gerador com uma explicação detalhada, iniciando pela escolha do diâmetro interno, comprimento do núcleo, número de ranhuras, valor do entreferro, e dimensões dos polos. As dimensões apresentadas nestes cálculos são as finais obtidas após um exaustivo processo de cálculo.

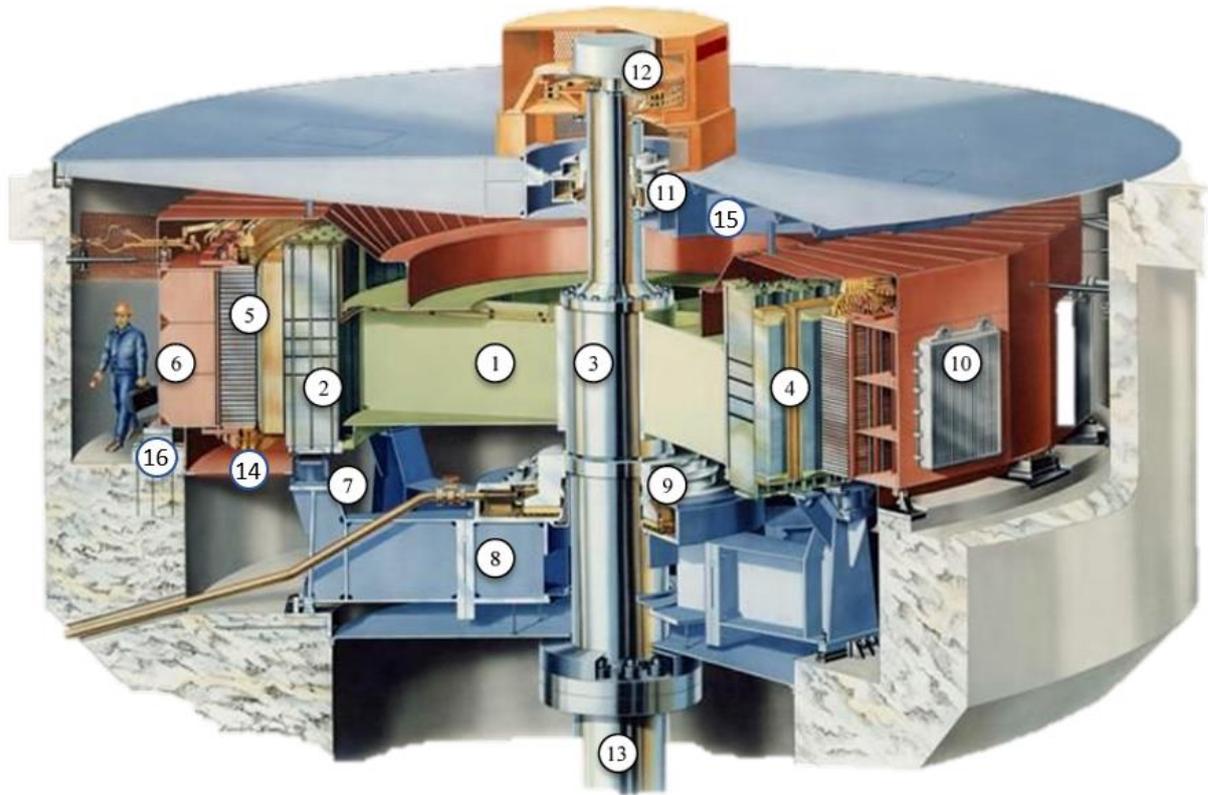
No capítulo 6 são estabelecidas as conclusões da dissertação, e no capítulo 6.1 as recomendações para projetos futuros.

No capítulo 7 tem-se as referências bibliográficas e no capítulo 7 estão os Apêndice (Cálculo Eletromagnético), e Anexo (Cálculo do enrolamento amortecedor).

2 DESCRITIVO DO GERADOR

Este descritivo tem o objetivo de apresentar em detalhes os componentes principais de um gerador síncrono de polos salientes, trifásico e eixo vertical.

No exemplo da Figura 2-1 desta seção a linha de eixo do gerador tem 2 mancais, sendo um mancal de guia acima do rotor do gerador e outro mancal combinado escora/guia abaixo do rotor do gerador.



1) Aranha do rotor, 2) Anel magnético, 3) Eixo do Gerador, 4) Polos, 5) Núcleo do estator, 6) Carcaça, 7) Freios, 8) Cruzeta inferior, 9) Mancal combinado escora/guia, 10) Trocadores de calor, 11) Mancal de guia, 12) Anéis coletores, 13) Eixo da turbina, 14) Enrolamento do estator, 15) Cruzeta superior e 16) Base.

Figura 2-1 - Gerador Síncrono Vertical

Fonte [4]

O gerador é dividido em 3 conjuntos principais, o estator, rotor e auxiliares, descritos na Figura 2-2. Nesta figura, faz-se um quadro em vermelho nos tópicos que serão detalhados a seguir.

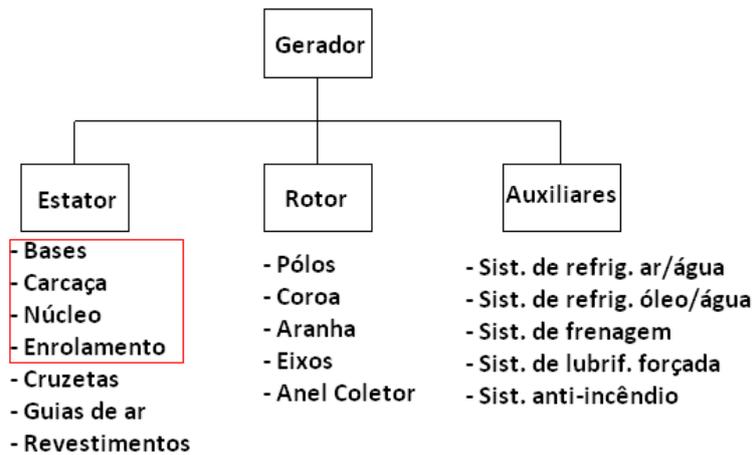


Figura 2-2 - Principais componentes do gerador

2.1 ESTATOR

O estator é composto de 4 partes principais: Bases, Carcaça, Núcleo, Enrolamento e Elementos de fixação.

2.1.1 BASES

As bases de um gerador são compostas pela placa de base e chumbadores e tem a função de fixar o estator ao concreto e suportar os esforços tangenciais provenientes de um transitório tais como curto-circuito e erro de sincronização, esforços verticais provenientes do peso do estator, cruzeta superior, plataforma superior e trocadores de calor ar-água, e caso o mancal de escora esteja instalado na cruzeta superior, deverá ainda suportar o peso da parte rotativa do gerador e turbina e mais o empuxo hidráulico. Os esforços radiais são provenientes basicamente pela expansão do estator devido ao aquecimento. Caso o projeto utilize a carcaça com os elementos oblíquos, a força tangencial será decomposta em dois componentes, sendo uma no sentido tangencial e outra no sentido radial. Esta componente de força radial deve ser adicionada ao esforço radial devido ao aquecimento do estator.

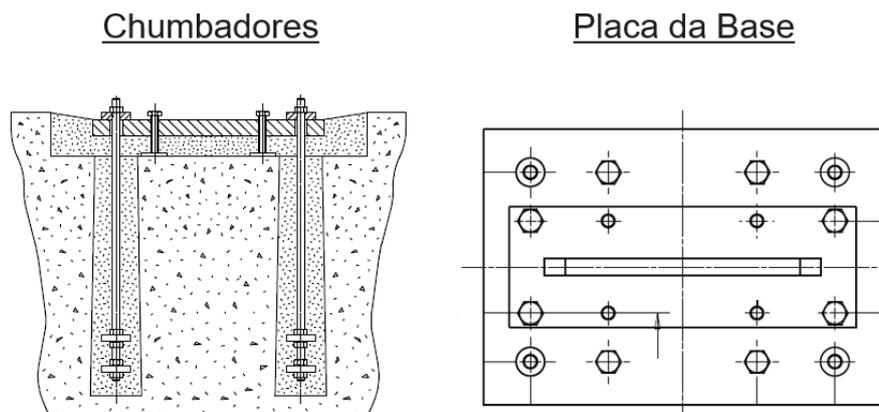


Figura 2-3 - Base do estator

Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.1.2 CARÇAÇA

A carcaça é estrutura adequada para suportar e fixar o núcleo do estator com o enrolamento, assim como será dimensionada para absorver as dilatações térmicas, tanto de sua própria estrutura quanto aquelas provenientes do núcleo, de modo a evitar sua flambagem (“*buckling*”) e transmitir os esforços mecânicos para a base.

Dependendo do tipo construtivo do gerador, a carcaça deve ser projetada para suportar o peso da cruzeta superior, a plataforma e os trocadores de calor ar-água. Caso a cruzeta superior comporte um mancal de escora, adicionalmente deverá suportar todo o peso das partes rotativas do gerador e turbina, assim como o empuxo hidráulico da turbina.

A estrutura da carcaça do estator é constituída de vários anéis de chapas de aço, dispostos horizontalmente e separados entre si por meio de tubos ou nervuras e colunas verticais, localizados em torno da circunferência da carcaça, formando uma estrutura poligonal, de tal forma que suportem os esforços produzidos pelos elementos de prensagem do núcleo.

A carcaça garante a não deformação da estrutura quando esta estiver sujeita aos esforços provenientes do transporte, montagem, momento máximo de curto-circuito e forças tangenciais e verticais aplicadas durante o funcionamento do gerador.

A construção da carcaça será tal que permite fácil passagem do ar de refrigeração aos trocadores de calor ar-água, os quais estão distribuídos adequadamente em sua periferia.

A carcaça poderá ser transportada em peça única ou em partes, dependendo das limitações de transporte.

Abaixo a Figura 2-4 abaixo mostra uma carcaça de um hidrogerador vertical de grande porte e com a utilização das colunas oblíquas.



Figura 2-4 - Carcaça do estator

Fonte: [5]

2.1.3 NÚCLEO DO ESTATOR

O núcleo do estator é um componente da parte ativa do gerador e tem a função de permitir a passagem do fluxo magnético com baixas perdas, são fabricados com chapas de aço-silício de alta permeabilidade magnética, normalmente espessura de 0,5 mm, baixas perdas, laminadas a frio e de grão não orientado (GNO). Em alguns casos se utilizam chapas de 0,35 mm de espessura de grão não orientado ou de grão orientado (GO). A utilização da chapa de 0,35 mm ou 0,5 mm, assim como GO ou GNO depende das perdas no núcleo que se deseja. O mais comum é a utilização de chapas de baixas perdas, grão não orientado e 0,5 mm de espessura.

Estas chapas são estampadas com uma ferramenta única e por meio de um processo contínuo, obtendo segmentos que tem, de um lado, seções com ranhuras para receber as barras estatóricas e do outro, a forma apropriada para receber as cunhas estruturais do estator, que terá um perfil de duplo rabo de andorinha para fixação à carcaça.

Depois de estampadas, as chapas de aço-silício são submetidas a um processo de limpeza para eliminar as rebarbas. Após isto, as chapas são envernizadas em ambas as faces com verniz isolante apropriado para minimizar os efeitos das perdas.

Quando da montagem do núcleo, este será empilhado em camadas sobrepostas formando pacotes. Estes pacotes são separados por espaçadores com perfil em duplo T (ou perfil I) de material não magnético, que formam canais radiais de ventilação, facilitando a passagem do ar refrigerante até os trocadores de calor ar-água.

O empilhamento poderá ser feito chapa por chapa, ou em pacotes de 2 ou mais chapas sobrepostas, em empilhamento contínuo caso seja montado em obra, ou poderá ser partido em seções para permitir o transporte do estator.

Estatores partidos em seções apresentam maiores dificuldades em manter a circularidade do estator dentro das tolerâncias de normas ou de projeto e consequentemente a uniformidade do entreferro, além de ser um ponto fraco em termos de *buckling* e tem se mostrado em diversas máquinas em operação ser um ponto vulnerável a defeitos.

Como uma regra normal, estatores com diâmetro interno menor que 5600 mm são empilhados em partes na fábrica, transportadas e unidas em obra. Em raros casos, observa-se máquinas com diâmetro interno em torno de 10 m sendo empilhados em 4 ou mais partes em fábrica e unidas em obra. Tecnicamente falando, a melhor solução seria o núcleo empilhado de forma contínua com sobreposição de chapa a chapa.

Normalmente escadinhas são feitas em suas extremidades e tem a função de reduzir o fluxo disperso e minimizar fluxo magnético em sentido axial, evitando sobreaquecimento da região e diminuindo as perdas. Para máquinas com dentes largos, em torno de 45 mm ou maior, rasgos (*slits*) são feitos nos dentes para simular dentes mais estreitos e diminuir o aquecimento e as perdas devido ao fluxo disperso.

Durante a montagem das chapas são executadas prensagens intermediárias com a finalidade de assegurar uma boa compactação. Depois de terminada a montagem, as chapas são prensadas, finalmente, através de tirantes apertados por meio de dispositivo hidráulico e a pressão adquirida será homogênea e mantida pelas placas e dedos de pressão. A pressão média de prensagem do laminado utilizado pelos fabricantes de hidrogeradores é de 1,5 Mpa, valor este que é definido como regra para hidrogeradores de grande porte e a prática tem mostrado que é muito adequado para garantir uma boa operação.

Embora, o sistema de aperto assegure uma pressão contínua ao longo da vida útil do equipamento, o sistema empregado deve permitir um novo reaperto caso os pacotes de chapas se afrouxem durante a operação da máquina por algum motivo não previsto.

A aplicação de verniz isolante é feita em ambas às faces, em estufa com esteira transportadora contínua e com temperatura ajustável.

Os espaçadores de ventilação são de material não magnético de perfil I (duplo T). São instalados em sentido radial dentro do núcleo do estator, formando canais de ventilação eficientes que aumentam a área de dissipação de calor.

Os elementos de prensagem do núcleo são compostos de placas, dedos de pressão e tirantes de aperto. As placas de pressão são projetadas de maneira a manter o núcleo em estado compacto durante o funcionamento da máquina. Estas peças são fabricadas em segmentos para compensar as diferenças de dilatações térmicas do conjunto. Os dedos de pressão servem para distribuir os esforços das placas e manter o núcleo compacto. Os dedos de pressão são fabricados com material não magnético. Os tirantes de aperto são projetados para providenciar o aperto do núcleo através das placas e dedos de pressão e garantem uma pressão de aperto assim como uma distribuição homogênea em toda a sua secção.

Para evitar a flambagem do núcleo são previstas, durante a concepção do projeto, medidas que previnem o surgimento deste fenômeno. Assim, a carcaça do estator é dimensionada e projetada com uma elasticidade radial adequada, de forma a reduzir ao mínimo, dentro de valores aceitáveis, as forças provenientes da diferença de expansão térmica entre a carcaça e o núcleo. Associado a isto, o sistema de aperto e fixação do núcleo é dimensionado e projetado de tal maneira que, devido à pressão atingida e à sua distribuição, núcleo e carcaça formem um único e harmonioso conjunto.

A ligação da carcaça ao concreto é feita por meio de placas de base com meios eficientes para permitir a expansão radial do estator devido ao aquecimento do núcleo. Estas placas são centradas e niveladas previamente à concretagem. Posteriormente a carcaça é apoiada e fixada sobre as placas de base, garantindo assim o seu perfeito nivelamento.

O núcleo do estator é fixado à carcaça por meio de cunhas tipo rabo de andorinha e guias da cunha, os quais transmitem os esforços tangenciais e radiais do núcleo à carcaça do estator e, também são utilizadas para a centralização do núcleo.

A Figura 2-5 mostra o núcleo do estator e algumas de suas particularidades, tais como:



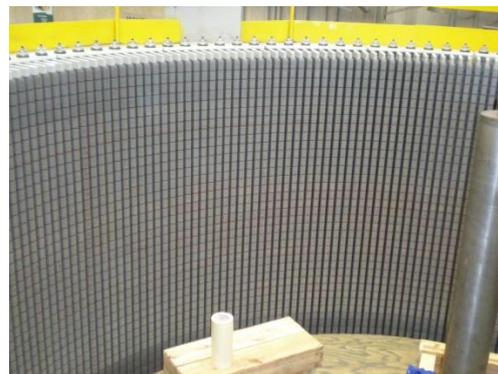
(a) Núcleo com escadinhas, rasgos nos dentes e dedos de pressão



(b) Empilhamento do núcleo



(c) Parte superior do núcleo



(d) Núcleo empilhado

Figura 2-5 - Núcleo do estator
Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.1.4 ENROLAMENTO DO ESTATOR

O projetista de máquinas elétricas rotativas, especificamente de geradores síncronos, poderá ter, no momento da concepção da máquina, a flexibilidade de escolher o melhor tipo de enrolamento, sendo que essa opção dependerá, além das limitações fabris, de outros parâmetros como: perdas, arranjo de mancais, empuxo magnético residual (*UMP – Unbalanced Magnetic Pull*), entreferro, vibração, manutenções corretivas, confiabilidade, para citar alguns fatores relevantes.

2.1.4.1 BOBINAS MULTIPLAS ESPIRAS

Nas bobinas de múltiplas espiras cada espira é formada por um conjunto de condutores elementares (ou fios), e cada bobina, conforme a necessidade, poderá ter mais de uma espira. Na Figura 2-6 se mostra o corte da ranhura de um enrolamento de dupla camada formada por bobinas de múltiplas espiras. A bobina da Figura 2-6 é constituída por seis espiras e cada espira é formada por quatro fios [6].

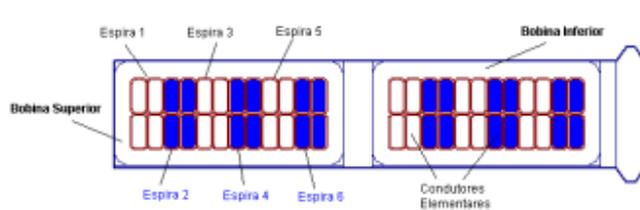


Figura 2-6 - Corte de uma ranhura com bobinas de múltiplas espiras

A possibilidade de se alocar mais espiras por bobina oferece maior flexibilidade no projeto desses enrolamentos, possibilitando variar o número de ranhuras e circuitos paralelos para se obter a melhor solução.

Por ser constituída por várias espiras na mesma bobina, esta solução se torna mais sensível a surtos de tensão advindos de descargas atmosféricas ou de operações de chaveamento. Assim, quando um pulso de alta tensão é injetado para dentro do enrolamento, o mesmo acontece com velocidades muito elevadas, o que provoca ameaçadoras diferenças de tensão entre espiras da mesma bobina, motivo pelo qual a isolação entre espiras deve ser rigorosamente definida.

Em relação à montagem das bobinas no núcleo de médios e grandes hidrogeradores, como a bobina contempla a espira completa, há a necessidade de se prover flexibilidade às cabeças de bobina para facilitar a sua inserção nas ranhuras. Para tal finalidade se utiliza na cabeça de bobina técnicas e/ou materiais especiais para permitir tal elasticidade.

Uma consequência natural da geometria das bobinas está associada aos processos de manutenção. Se, por eventualidade, resultar que o lado inferior da bobina, interno à ranhura, for danificado, será necessário levantar o lado superior das bobinas correspondente a um passo de bobina e, assim, proceder a sua remoção; de onde se justifica a necessidade de se prover flexibilidade às cabeças desse tipo de bobina. Se tal defeito ocorrer no lado superior, será suficiente cortar os condutores na região das cabeças de bobina, substituí-la por uma semibobina sobressalente, soldar fio a fio e recompor a isolação. Sem dúvida alguma que tal tarefa deverá ser realizada por uma equipe técnica capacitada.

2.1.4.2 BARRAS ROEBEL

A barra Roebel é formada por vários condutores de seção retangular transpostos de 360° de acordo com o sistema Roebel, sendo que cada fio é isolado independentemente, ver Figura 2-7. Este processo de transposição distribui a corrente homogeneamente por toda a seção da barra, fazendo com que as perdas por correntes parasitas do efeito Field¹ (perdas por adensamento de corrente e proximidade) sejam minimizadas [6].

¹ Optamos por denominar com efeito Field às perdas por adensamento de corrente e por proximidade como uma homenagem ao primeiro cientista a proporcionar uma solução ao enigma de porque as resistências de um mesmo condutor dentro de uma ranhura eram diferentes quando medidas em CA e CC. Esse trabalho pioneiro foi publicado

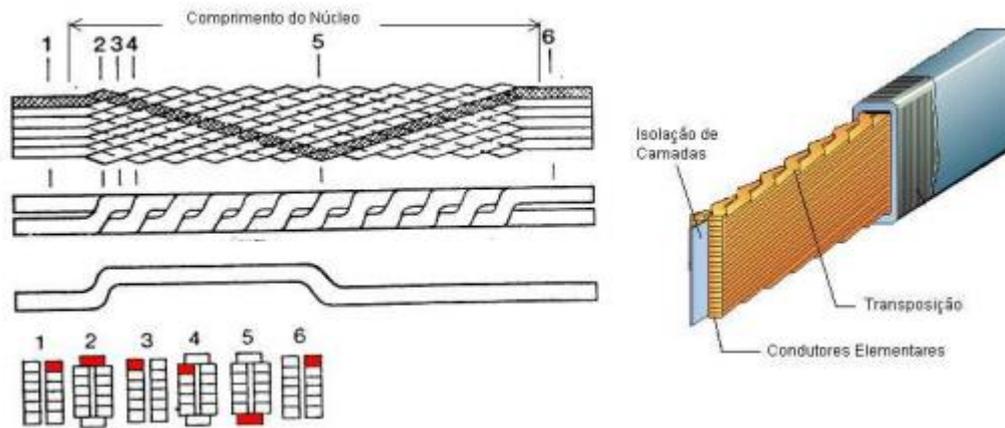


Figura 2-7 - Barras Roebel com transposição 360°

Fonte: [7]

O projeto eletromagnético com enrolamentos composto de barras Roebel é mais limitado em relação às opções para enrolamentos com bobinas de múltiplas espiras. Como o número de circuitos paralelos é função número de espiras por condutor e do número de polos do gerador, em alguns casos a definição do número de ranhuras se torna restrita. Para barras Roebel o número de espiras por condutor é igual a um.

Um aspecto relevante no uso de enrolamentos com barras Roebel é a facilidade da sua montagem e manutenção. Como são inseridas semiespiras individualmente, faz-se a formação da espira completa com o auxílio de conexões soldadas. Outro fato é a facilidade na retirada da semiespira em caso de dano, já que basta retirar a conexão soldada e soldá-la novamente.

Tanto barras quanto bobinas buscam otimizar esse arranjo para minimizar as perdas no gerador. Entretanto, nas barras Roebel as transposições são feitas totalmente dentro do comprimento do núcleo, em intervalos constantes, regularizando a densidade de corrente ao longo do comprimento da espira. Nas bobinas de múltiplas espiras, a transposição, chamada “natural”, ocorre somente na região da cabeça de bobina.

Quando comparadas, as barras Roebel fornecem excelentes resultados, pois a quantidade de transposições realizadas por cada condutor é maior que nas bobinas. Em determinados casos, no entanto, é possível de se conseguir resultados similares com bobinas, mesmo que para isso se recorra a uma torção complementar interna de 180° numa das espiras, na região das cabeças de bobina.

Em termos de custos, a solução com bobinas deve ser um pouco mais competitiva, mas considerando aspectos operacionais e de manutenção, a solução com barras Roebel e do tipo Imbricado deve ser mais efetivo.

A Tabela 2-1 mostra um comparativo entre bobinas múltiplas espiras e barras Roebel.

em 1905 por A. B. FIELD sob o título de *EDDY CURRENTS IN LARGE SLOT-WOUND CONDUCTORS*, apresentado ao 22^d Annual Convention of the American Institute of Electrical Engineers, Asheville, N. C., June 19-23. 1905.

Tabela 2-1 - Comparação de bobinas de múltiplas espiras com barras Roebel

	Bobinas múltiplas espiras	Barras Roebel
Flexibilidade projeto eletromagnético	Mais flexível	Menos flexível
Possibilidade curto-circuito entre espiras	Existe possibilidade	Não existe
Perdas	Perda igual ou maior	Perda menor
Montagem	Maior dificuldade	Menor dificuldade
Manutenção	Maior dificuldade	Menor dificuldade
Custo	Mais competitivo	Menos competitivo
Solução para uma futura reforma		Recomendada a utilização das barras Roebel sempre que possível

2.1.4.3 ENROLAMENTO IMBRICADO VERSUS ONDULADO

É chamado passo a distância angular entre 2 barras ou lados de bobinas que formam a espira, sendo o passo pleno quando a distância entre as 2 barras ou lados de bobinas é de 180° elétricos, passo encurtado quando a distância é menor que 180° e passo avançado quando a distância é maior que 180° . Na prática o passo utilizado é dado em número de ranhuras.

Na imensa maioria dos casos o enrolamento tipo imbricado tem o seu passo encurtado em número de ranhuras num valor aproximado que corresponde a $5/6$ do passo polar τp conforme (2-1),

$$y1 = \text{round} \left(\frac{5}{6} \tau p \right), \quad (2-1)$$

Onde *round* é uma função que retorna o valor de um número arredondado para o inteiro mais próximo, e o passo polar τp é definido em número de ranhuras conforme (2-2),

$$\tau p = \frac{Ns}{2p} \quad (2-2)$$

e o passo complementar de um enrolamento tipo imbricado é definido como sendo de 1 ranhura a menos que o passo $y1$ conforme (2-3),

$$y2 = y1 - 1 \quad (2-3)$$

E a soma dos passos é dado por (2-4).

$$y1 + y2 \quad (2-4)$$

No caso de enrolamento do tipo ondulado, os passos $y1 + y2$ é dado por (2-5),

$$y1 + y2 = \text{round}(2 \tau p). \quad (2-5)$$

Onde:

N_s é o número de ranhuras [-];

p é o número de pares de polos [-];

τp é o passo polar em número de ranhuras [-].

Como no imbricado a soma dos passos ($y1 + y2$) é menor, significa que o comprimento desenvolvido de uma barra é menor, portanto, tendo menos cobre e menores perdas ôhmicas [6].

Para máquinas com grande número de polos, tem-se no tipo imbricado um maior número de conexões de grupo, que adicionadas às conexões dos circuitos paralelos e terminais, totalizam peças mais longas, necessitando mais cobre e isolamento em comparação com os enrolamentos ondulados.

Comparativamente, o imbricado tem barras mais curtas e conexões mais longas ficando, no final, com uma ligeira vantagem em relação ao ondulado, ou seja, menor perda e menor peso de cobre.

A diferença no comprimento da barra não modifica a mão-de-obra de fabricação, mas o maior número de peças de conexões de grupo aumenta as horas de fabricação, ficando então dependendo da relação de custos de material e mão-de-obra.

A experiência adquirida em vários projetos de hidrogeradores executados no Brasil e no mundo nos mostra que a escola americana tem preferência para enrolamentos imbricados e a Européia tende para enrolamentos ondulados. Para enrolamento com q inteiro a vantagem competitiva é nítida para enrolamentos ondulados.

O valor de q é definido por (2-6), onde q é o número de ranhuras por polo e fase.

$$q = \frac{N_s}{3 \cdot 2 p} \quad (2-6)$$

O enrolamento imbricado, quando constituído de 2 ou mais circuitos paralelos, tem o dom natural de reduzir o empuxo magnético desequilibrado (UMP), enquanto o ondulado também pode reduzir o UMP, porém às custas de um maior número de conexões e maior custo.

Quanto à manutenção, o imbricado leva uma certa vantagem, pois para remover uma barra inferior seria necessário a remoção de $y1 + 1$ barras superiores, e no caso de enrolamento ondulado $y1 + y2 + 1$ barras superiores.

A Tabela 2-2 mostra um comparativo entre enrolamento imbricado e ondulado.

Tabela 2-2 - Comparativo de enrolamento imbricado versus ondulado

	Imbricado	Ondulado
Comprimento de 1 barra	+ curta	+ longa
Número de conexões	Maior número	Menor número
Perdas ôhmicas e peso de cobre	Menores perdas e mais cobre	Maiores perdas e peso de cobre
Fabricação	Maior quantidade de horas	Menor quantidade de horas
Custos	Maior custo	Menor custo
Redução do UMP	Redução natural do UMP	Normal sem redução do UMP
Manutenção: retirar uma barra inferior	Remover y_1+1 barras superiores	Remover y_1+y_2+1 barras superiores

2.1.4.4 COMPOSIÇÃO DAS BARRAS ROEBEL

O sistema de isolamento normalmente utilizado atualmente pertence a classe 155(F) e a barra é composta pelos seguintes itens:

- Fio de cobre eletrolítico, retangular e isolado com uma combinação de fibra de vidro e poliéster, com espessura aproximada de 0,10 mm por lado,
- Isolante separador vertical entre as duas colunas de fios, de espessura aproximada de 0,3 mm,
- Fita de mica com vidro, aproximadamente 0,15 mm de espessura, para isolamento principal,
- Resina epóxi-poliéster para impregnação,
- Fita condutiva para proteção corona na parte reta,
- Fita semicondutiva para proteção corona nas cabeças.

Cada barra é formada por vários condutores isolados elementares de cobre eletrolítico, de secção retangular, transpostos de 360° de acordo com o sistema Roebel.

2.1.4.5 COMPOSIÇÃO DAS BOBINAS MULTIPLAS ESPIRAS

O sistema de isolamento normalmente utilizado atualmente pertence a classe 155 (F) e a bobina é composta pelos seguintes itens:

- Fio de cobre eletrolítico, retangular e isolado com uma combinação de fibra de vidro e poliéster, com espessura aproximada de 0,10 mm por lado,

- Fita de mica com vidro, aproximadamente 0,15 mm de espessura, para isolação entre espiras,
- Fita de mica com vidro, aproximadamente 0,15 mm de espessura, para isolação principal,
- Resina epóxi-poliéster para impregnação,
- Fita condutiva para proteção corona na parte reta,
- Fita semicondutiva para proteção corona nas cabeças.

Cada bobina é formada por vários condutores isolados elementares de cobre eletrolítico, de secção retangular, transposição natural. Este processo de transposição distribui a corrente homogeneamente por toda a secção da barra, fazendo com que as perdas por correntes parasitas e pelo efeito Field¹ (perdas por adensamento de corrente e proximidade) sejam minimizadas.

2.1.4.6 ISOLAÇÃO DAS BARRAS/BOBINAS

O isolamento principal em classe 155 (F) das barras/bobinas é obtido pela aplicação de camadas sobrepostas de fitas de mica entretecidas com fibra de vidro e posteriormente impregnado com uma resina epóxi-poliéster. Após a aplicação da fita, a barra é impregnada pelo processo VPI (*Vacuum Pressure Impregnation*), recebendo a forma geométrica final por meio de dispositivos especiais.

A impregnação da resina é efetuada sob temperatura apropriada, empregando nitrogênio pressurizado para criar um ambiente inerte e garantir que a resina penetre em todos os pontos da barra, eliminando falhas e evitando formação de bolhas prejudiciais à isolação.

Para proteger a isolação contra as descargas superficiais, é aplicada uma proteção contra o efeito Corona. Esta proteção consiste em uma fita condutiva a base de poliuretano classe 155(F) e que é aplicada na região que vai dentro da ranhura e fita semicondutiva na parte das cabeças das barras.

Para a instalação das barras dentro das ranhuras é empregado um sistema especial de tal forma que as barras se adaptam facilmente à ranhura. A elasticidade dos materiais aplicados, tanto na proteção como na isolação das barras, permite acompanhar a dilatação natural do cobre, evitando o surgimento de fissuras no material isolante.

A proteção contra o efeito Corona é aplicada sobre a parte reta da barra e consiste na aplicação de uma fita condutiva que terá resistência superficial na faixa de 1,2 a 8 kΩ. Esta proteção anti-corona se estende de ambos os lados além da parte embutida na ranhura, a uma certa distância, e esta porção será sobreposta pela fita semicondutiva de proteção contra Corona das cabeças do enrolamento.

2.1.4.7 MATERIAL DE INSTALAÇÃO DAS BARRAS/BOBINAS

As cunhas serão de laminado isolante classe 155 (F), fabricados com mantas de fibra de vidro e resina epóxi como aglutinante e têm a função de manter as barras fixas, ou seja, devem suportar a força radial exercida pelas barras superior e inferior.

Os calços entre a cunha e a barra superior são também em material isolante classe 155(F). Este material é um laminado fabricado de tramas de fibra de vidro e resina epóxi como aglutinante. A sua principal função é a proteção mecânica da barra, tendo sua espessura e quantidade determinadas pela pressão que a cunha exerce sobre a barra.

Um bom projeto utiliza mola ondulada entre a cunha e a barra e tem a função de fixar a barra radialmente, evitando vibração devido as forças de origem magnéticas geradas pelas correntes nas barras/bobinas. A deflexão da mola quando montada permite manter necessária pressão mesmo com as acomodações das barras/bobinas ao longo do tempo. É comum que este sistema mantenha a sua função por toda a sua vida útil.

As duas barras são separadas por meio de um material isolante. Este separador consiste em um material laminado confeccionado com mantas ou tramas de fibras de vidro e resina epóxi como aglutinante. Nas duas superfícies em contacto com as barras, será aplicada uma camada de verniz semicondutivo para se ter boa distribuição de potencial elétrico. Alternativamente pode-se utilizar este separador fabricado com material semicondutivo. A espessura deste isolante é tal que permite a instalação dos detectores de temperatura (RTD – *Resistance Temperature Detector*) e mantém distância suficiente entre barras superior e inferior para não haver descarga elétrica ou surgimento de efeito Corona entre duas barras de mesma ranhura. Estes RTDs medem a temperatura das barras e servem para avaliar o atendimento às temperaturas garantidas do enrolamento ou as temperaturas das normas.

Para formar uma espira se fará uso de conexões especiais que unirão as barras superiores e inferiores. Estas conexões serão do tipo olhal duplo e confeccionadas em cobre, caracterizando-se por facilitar tanto a montagem como a desmontagem do enrolamento estático.

As conexões de grupo serão fabricadas de perfis de cobre e terão isolação classe 155 (F).

Os anéis de circuito serão fornecidos com secção suficiente para que a temperatura durante a operação esteja dentro dos limites especificados. Os anéis serão isolados com classe 155(F) e estarão localizados na parte superior do gerador, adjacentes às cabeças do enrolamento, e consistem em 3 terminais de fase e 3 terminais de neutro. Os terminais de fase serão adequados para a conexão com o barramento e os terminais de neutro serão adequados para a conexão com os transformadores de corrente e barramento de neutro.

A Figura 2-8 mostra um enrolamento do estator com barras Roebel.



Figura 2-8 - Enrolamento do estator com Barras Roebel
 Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.2 ROTOR

O rotor do gerador síncrono será formado pelos seguintes elementos principais: polos, anel magnético, aranha, cubo da aranha, eixo superior/inferior e anéis coletores. Os tópicos marcados no quadro em vermelho na Figura 2-9 serão detalhados a seguir.

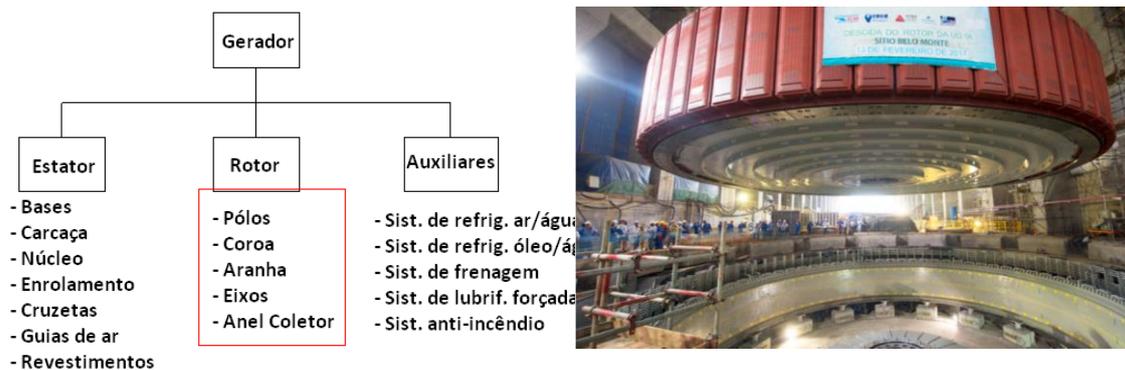


Figura 2-9 - Rotor do gerador

Fonte: [8]

2.2.1 ARANHA

A aranha é um componente mecânico e tem a função de suportar o peso do anel magnético e os polos do gerador, transmitir o torque da turbina e deve manter o anel magnético concêntrico em qualquer condição operativa. Para geradores com ventilação radial, este também exerce a função de ventilador.

2.2.1.1 CUBO DA ARANHA

O cubo da aranha do rotor será construído em chapas de aço soldado, sendo composto pelos seguintes elementos principais:

- Anel inferior
- Anel superior
- Cilindro central
- Nervuras que ligam os anéis e o cubo central.

O cubo do rotor é devidamente usinado para acoplar no anel inferior o eixo inferior e no anel superior o eixo superior ou o eixo auxiliar do anel coletor se a forma construtiva não contemplar mancal superior.

O cubo é projetado considerando todos os esforços a que o rotor estará sujeito. No entanto, deverá suportar os esforços impostos pelo dispositivo de içamento, quando do levantamento do conjunto girante, a menos do eixo superior.

A ligação do cubo com a lateral da aranha será por meio de solda executada na obra.

2.2.1.2 LATERAL DA ARANHA

A lateral da aranha será constituída de chapas de aço soldadas em forma de disco, sendo formada por:

- Anel superior
- Anel inferior
- Nervuras ou alma que interligam os dois anéis.

A lateral da aranha será soldada ao cubo formando a aranha.

A fixação do anel magnético à aranha será feita através de encaixes, localizados nas extremidades das nervuras de reforço da aranha e também através de cunhas axiais. A soldagem da fixação da aranha será feita na obra, após o pré-chapeamento da camada inferior do anel magnético.

No sentido vertical, o anel magnético será suportado em placas reforçadas, soldadas na parte inferior da aranha.

A Figura 2-10 ilustra um projeto típico de uma aranha de um grande hidrogerador vertical, e que utiliza no seu projeto os braços oblíquos.

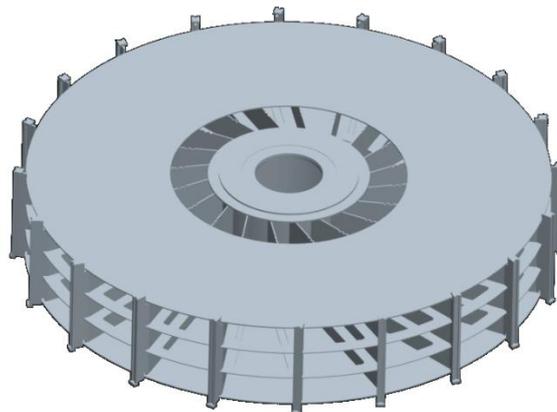


Figura 2-10 - Aranha do rotor
 Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.2.2 ANEL MAGNÉTICO

O núcleo magnético laminado do rotor, conhecido como anel magnético ou coroa do rotor, é construído em chapas de aço laminado, que após montadas formam um conjunto toroidal rígido e compacto. Estas lâminas são de aço carbono comum, de 2,75 a 4,75 mm de espessura e são cortadas a laser, com ranhuras para receber os pés dos polos em seu perímetro externo e as cunhas da aranha no seu perímetro interno.

As chapas que formam o anel magnético são submetidas a um processo de limpeza que tem por objetivo eliminar qualquer irregularidade das suas superfícies, assegurando um empilhamento dentro das tolerâncias de projeto, de forma que no final do processo as ranhuras já se encontrem dentro de suas dimensões permitidas.

O empilhamento destas chapas é feito seguindo um processo homogêneo, dispendo as mesmas em forma de um anel de modo a conferir ao conjunto um perfeito balanceamento mecânico. O seu empilhamento se fará transpondo grupos de 2 até 5 chapas. Estas chapas serão submetidas a prensagens intermediárias para garantir um perfeito empilhamento.

Para compensar as diferenças de espessura dos segmentos do chapeamento, serão empregados calços de lâminas de aço. Desta maneira se promoverá um maior contato entre chapas, prescindindo-se assim do uso de espaçadores.

Nos casos de ventilação radial, os segmentos serão cortados com largura menor de forma que no empilhamento formem dutos de ar. Estes dutos permitem a passagem do ar de ventilação e também funcionam como elementos de pressurização.

As forças tangenciais são resistidas por tirantes. É previsto um mínimo de folga entre o diâmetro dos tirantes e os furos na coroa, apenas o suficiente para permitir a inserção dos tirantes e o seu aperto. Uma vez empilhado o anel magnético, não será necessário alargar o diâmetro dos furos.

Os tirantes possuem roscas nas suas extremidades e serão fixados com porcas assegurando um conjunto rígido e compacto capaz de suportar as forças centrífugas e tangenciais a que estarão sujeitas.

A Figura 2-11 ilustra o anel magnético sendo empilhado em obra.



Figura 2-11 - Anel magnético
Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.2.3 ANEL DE FREIO

Na parte inferior do anel magnético será fixado o anel de freio, do tipo segmentado, onde serão aplicados os cilindros de freio e levantamento. Os parafusos de fixação também servirão para nivelar os segmentos, de modo a se conseguir uma superfície de frenagem perfeitamente plana. O anel será montado em segmentos, permitindo a rápida desmontagem em caso de manutenção. Para aumentar o atrito com as lonas de freio, as superfícies dos segmentos receberão uma usinagem adequada.

A Figura 2-12 ilustra o anel de freio na parte inferior de um hidrogerador vertical de grande porte.

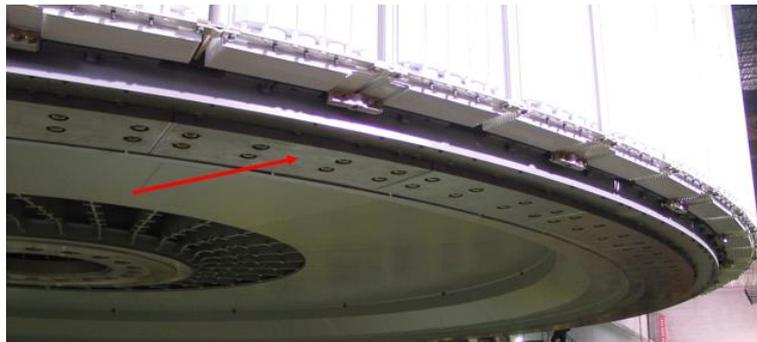


Figura 2-12 - Anel ou pista de freio

Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.2.4 POLOS

Os polos do rotor são compostos pelas seguintes partes principais: núcleo, bobina e enrolamento amortecedor.

2.2.4.1 NÚCLEO DOS POLOS

Os núcleos dos polos do rotor são construídos com chapas laminadas a quente de 2 a 4 mm de espessura, de modo a reduzir as perdas devido a fenômenos magnéticos causados pelas aberturas das ranhuras do estator e também devido às harmônicas contidas no fluxo magnético no entreferro. Também utiliza chapas laminadas a frio de 1 mm de espessura com o objetivo de reduzir ainda mais as perdas devido as harmônicas de campo criando correntes parasitas na superfície polar.

Após o corte da chapa, cada chapa é submetida a um processo de limpeza e eliminação de rebarbas, permitindo assim uma perfeita montagem.

Os núcleos polares são montados na fábrica por um processo homogêneo de empilhamento de chapas, sendo estas prensadas e fixadas por meio de pinos de aço que atravessam todo o núcleo do polo em sentido axial.

Nas duas extremidades do núcleo serão montadas as placas de pressão, onde os pinos que atravessam todo o núcleo serão fixados após uma prensagem final, mantendo-se assim o núcleo devidamente compactado.

A Figura 2-13 ilustra um rotor com os polos montados.



Figura 2-13 - Núcleo dos polos

Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.2.4.2 BOBINAS POLARES

Cada bobina polar é construída de várias espiras de cobre eletrolítico de formato retangular ou de perfil especial, de forma a se obter aletas na sua extremidade externa, que tem contato com o ar de refrigeração, objetivando garantir um bom resfriamento das bobinas polares mediante aumento da superfície de refrigeração das bobinas e consequente aumento de transmissão de calor.

Para formação da espira contínua, estes segmentos de cobre eletrolítico são unidos entre si de modo a formarem uma espira contínua.

A isolação das bobinas é executada com materiais Nomex® de classe de isolação 155(F), e que garante a perfeita isolação das mesmas, mesmo quando sujeito às forças centrífugas oriundas do funcionamento do gerador em quaisquer condições, inclusive a rotação de disparo.

A bobina, com isolamento aplicado, é montada no dispositivo de prensagem, que visa garantir o adequado alinhamento entre espiras, é então submetida ao processo monitorado de pressão / temperatura, de modo a formar um conjunto rígido e compacto.

A bobina compactada, após eliminação dos excessos de isolamento e escorrimentos de verniz, controles dimensionais e testes elétricos de comprovação da qualidade do isolamento entre espiras, é então montada no núcleo do polo, sendo que nas superfícies

de contato entre a bobina e o núcleo são introduzidos anéis e calços isolantes, de classe de isolamento F.



Figura 2-14 - Bobina polar

Fonte: [Própria]

2.2.4.3 ENROLAMENTO AMORTECEDOR

O enrolamento amortecedor é construído com barras de cobre eletrolítico, instaladas em ranhuras axiais na sapata polar. As extremidades destas são interligadas por meio de chapas de cobre, que estão localizadas entre a placa de pressão e a chapa do polo. A ligação do enrolamento amortecedor entre polos se dará via anel magnético.

Para se ter um enrolamento amortecedor com mais baixa resistência, estas barras são curtos-circuitadas nas suas 2 extremidades por meio de perfil de cobre. A ligação do amortecedor entre polos se dará por meio de conexão flexível, provendo uma interligação de baixa resistência.

Também existe o projeto com enrolamentos amortecedores tipo aberto, onde as barras amortecedoras são curtos-circuitadas em suas extremidades, porém não há interligação entre polos.

O enrolamento amortecedor é projetado e executado de modo a assegurar a perfeita estabilidade do gerador, sobretudo em casos de curtos-circuitos ou variações bruscas de carga.

2.2.4.4 FIXAÇÃO DOS POLOS

O polo completo será fixado ao anel magnético através de encaixes tipo rabo de andorinha ou similar e chavetas, garantindo uma fixação rígida e estável, de modo a

suportar todas as forças atuantes devido à operação do gerador em qualquer condição. Este tipo construtivo permite que cada polo possa ser retirado para manutenção sem necessidade de remoção do rotor.

Mecanicamente, todo o conjunto polar é projetado e executado de modo a suportar qualquer esforço proveniente do funcionamento do gerador, incluindo rotação de disparo.

2.2.5 EIXO

Os eixos de uma unidade geradora têm a função de transmitir o torque mecânico proveniente da turbina, e também manter a estabilidade mecânica do conjunto girante.

Abaixo Figura 2-15 ilustram alguns tipos de eixos.



(a) Eixo inferior da turbina



(b) eixo inferior do gerador com o bloco de escora e flange para acoplamento com eixo da turbina



(c) eixo do gerador com bucha do mancal de guia

Figura 2-15 - Eixos do gerador

Fonte: [9]

O eixo superior da máquina será constituído por uma peça única em aço forjado, cuja extremidade inferior será usinada para acoplar-se ao cubo da aranha e a extremidade superior terá o anel coletor.

O eixo inferior tem a função de transmitir o torque da turbina à aranha do gerador, é constituído por uma peça única em aço forjado, cuja extremidade inferior será usinada para acoplar-se à turbina e na sua extremidade superior o acoplamento ao cubo da aranha.

2.2.6 ANÉIS COLETORES

O anel coletor é uma interface que permite a corrente de excitação passar do barramento de excitação que é estático para a parte rotativa do gerador. A parte rotativa que recebe esta corrente é o conjunto dos polos.

Os anéis coletores serão executados em aço carbono e fixados ao eixo auxiliar do rotor do gerador e isolados. São dimensionados e executados de modo a assegurar a perfeita operação das escovas, através de um bom contato destas com a superfície de deslizamento. Para garantir o desgaste uniforme e bom contato das escovas, os anéis são construídos com ranhuras em forma espiral na superfície de deslizamento.

A conexão entre os anéis coletores e as bobinas polares é feita através de barras de cobre isoladas da estrutura, que passarão internamente ao eixo superior e sobre a face superior da aranha, para alcançar a conexão dos polos.

A inspeção e manutenção das escovas e anéis coletores serão feitas através das aberturas do revestimento.

Figura 2-16 ilustra o conjunto de anéis coletores com as escovas e porta-escovas.

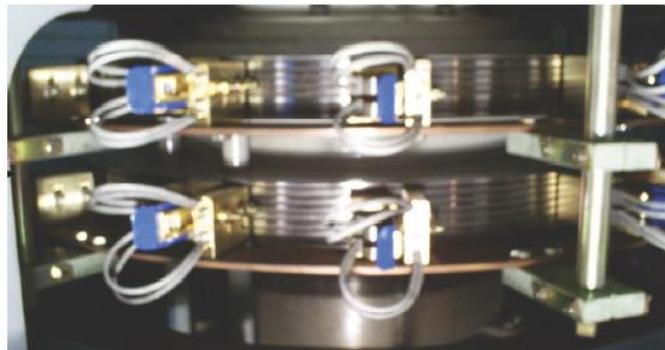


Figura 2-16 - Anéis coletores
Fonte: [própria]

2.3 CRUZETA SUPERIOR, CRUZETA INFERIOR, MANCAIS E REVESTIMENTOS

Os tópicos marcados no quadro em vermelho na Figura 2-17 serão detalhados a seguir.

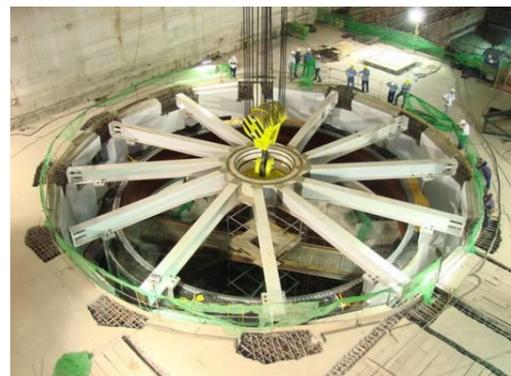
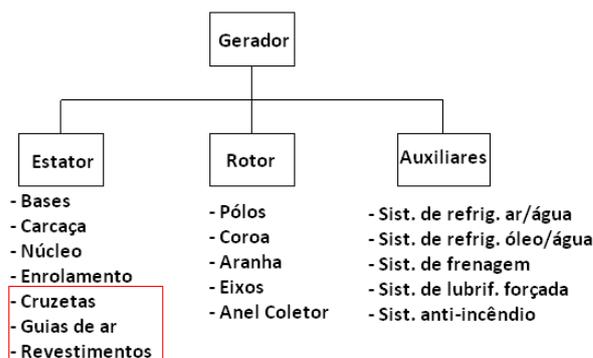


Figura 2-17 - Cruzeta superior, inferior e mancais
Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.3.1 CRUZETAS SUPERIOR E INFERIOR

As cruzetas são construídas em chapas de aço soldadas e são constituídas de uma parte central e os braços. Os braços da cruzeta ou a sua fixação devem ser projetados de modo a permitir uma expansão radial devido ao aquecimento e evitar a deformação do mancal, assim como prover uma rigidez adequada para manter uma margem de segurança adequada para a linha de eixo em relação a rotação crítica até a rotação de disparo da unidade.

2.3.2 MANCAL DE GUIA

O mancal de guia é do tipo pivotado, sendo que cada segmento terá seu ponto de pivotamento deslocado do centro, no sentido de rotação, facilitando a formação do filme de óleo entre os segmentos e as partes rotativas.

O número de segmentos e a área são determinados por meio de cálculos para assegurar uma formação ideal de filme de óleo, minimização das perdas de atrito e temperaturas dentro dos valores garantidos.

O mancal de guia é composto de vários segmentos do tipo regulável, aplicados em posições equidistantes sobre a superfície de deslizamento do eixo.

Os segmentos são fixados à cruzeta de modo a permitir uma regulagem fácil de cada um individualmente, através do sistema de cunhas (o qual deve permitir desmontagem dos segmentos sem perder os ajustes). Este sistema tem a vantagem de melhorar o funcionamento do mancal no que se refere à rigidez.

Os segmentos são construídos em aço, revestidos com metal patente em sua superfície de contato de deslizamento. Esta superfície além do processo de usinagem e polimento que permitem ótimo funcionamento e baixas perdas, possui um recesso lateral que permite a passagem do óleo entre as superfícies deslizantes, otimizando assim a sua lubrificação.

Dependendo da rotação e da perda de pressão do circuito de refrigeração do óleo e a vazão necessária, os segmentos podem ser dotados de canais para funcionar também como meio de pressurização e circulação do óleo, evitando as motobombas elétricas externas, diminuindo o custo de implantação e de manutenção.

2.3.3 MANCAL DE ESCORA

A função do mancal de escora é suportar os esforços axiais devido ao peso de todas as partes rotativas (gerador e turbina) e o empuxo hidráulico da turbina. As sapatas devem permitir a rotação do rotor ao longo de superfícies deslizantes imersas em um filme de óleo para minimizar as perdas por atrito entre as partes fixas e rotativas.

Os principais objetivos do projeto são: distribuição uniforme de forças entre todas as sapatas; amortecimento de choques de forças hidráulicas ocasionais durante falhas (suporte ajustável, molas de disco); dimensionamento das sapatas de acordo com o diâmetro mínimo do eixo a fim de minimizar as perdas.

Existem dois tipos diferentes de sapatas de escora projetadas para atender às necessidades dos geradores hidrelétricos, que são:

- Sapatas convencional, apoiadas em pinos, molas ou membranas
- Sapatas de escora de dupla camada

A sapata de escora convencional é o tipo mais difundido, uma vez que é adequado para a maioria dos casos de hidrogeradores.

Para casos especiais em que a sapata de escora convencional não se mostra adequado, recomenda-se então o uso de sapatas de dupla camada. Trata-se de um projeto mais elaborado, que permite que a mesma sapata suporte cargas axiais maiores que a convencional. Consiste em uma primeira camada fina suportada por pinos verticais de diferentes diâmetros, que retransmite na sapata mais grossa. Este projeto é adequado para controlar deformações na sapata do mancal mantendo uma película de óleo sustentável entre a sapata e o bloco de escora.

A camada de metal patente ou metal branco é uma camada fina usada para cobrir a superfície da sapata na qual o bloco de escora irá deslizar. Este material é mais macio que o material do eixo para protegê-lo de qualquer dano que possa ocorrer.

Existe solução com as sapatas de escora revestidas com polímero, que devido a sua característica mais maleável e mais isolante termicamente, que permite operar com maior pressão específica e filmes de óleo mais finos, podendo assim reduzir as suas dimensões e reduzir drasticamente as perdas.

Para facilitar a entrada de óleo entre a bloco e a sapata, deve ser previsto um chanfro na borda de entrada de óleo da sapata.

A fixação do suporte das sapatas depende do tipo de suporte, que é responsável pela inclinação das sapatas e também pela equalização das cargas axiais entre elas.

Existem 3 sistemas de suporte diferentes: placa de mola, fuso e membrana (auto-equalizador), mas praticamente pode-se considerar que existem apenas 2 tipos diferentes de fixação para a almofada, já que as da placa de mola e do fuso são quase as mesmas.

2.3.4 INVÓLUCRO DO GERADOR

Normalmente o gerador será instalado em um barril de concreto, haverá uma estrutura metálica para apoiar a plataforma superior ou tampas superiores. Esta estrutura será apoiada no barril de concreto e será fornecida com meios para a passagem de cabos elétricos, de controle, bem como bandejas de cabos para os cabos de excitação.

A tampa superior será fabricada em setores, facilmente removível, para manutenção ou para substituição dos trocadores de calor ar-água.

A tampa inferior será necessária para isolar o circuito de refrigeração do ambiente e servir de plataforma para futuras manutenções e reparos.

As tampas serão adequadamente vedadas para evitar a perda de ar do circuito interno do gerador.

A Figura 2-18 ilustra a tampa superior, guias de ar e fechamento inferior.

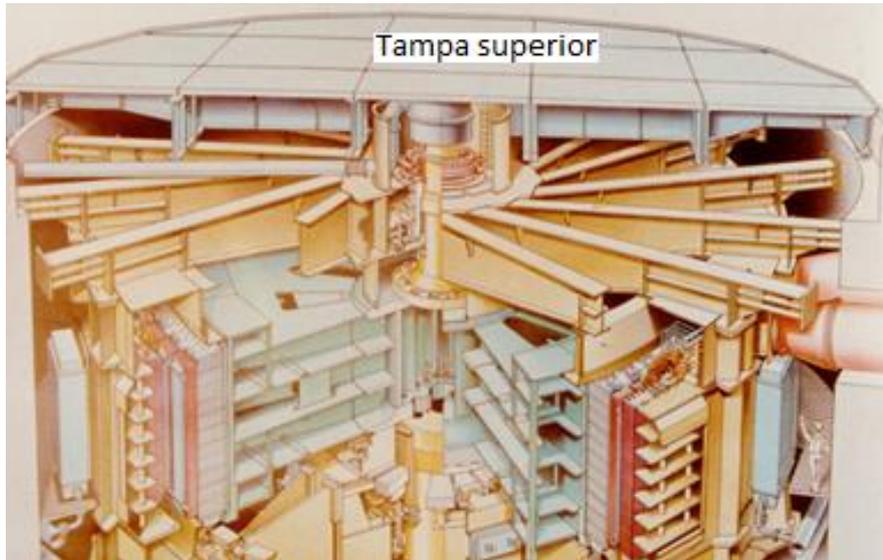


Figura 2-18 - Revestimento do gerador

Fonte [10]

2.4 AUXILIARES

Os auxiliares são compostos pelos sistemas: resfriamento do ar do gerador, resfriamento do óleo dos mancais, frenagem, lubrificação forçada e anti-incêndio. Os tópicos marcados no quadro em vermelho na Figura 2-19 serão detalhados a seguir.

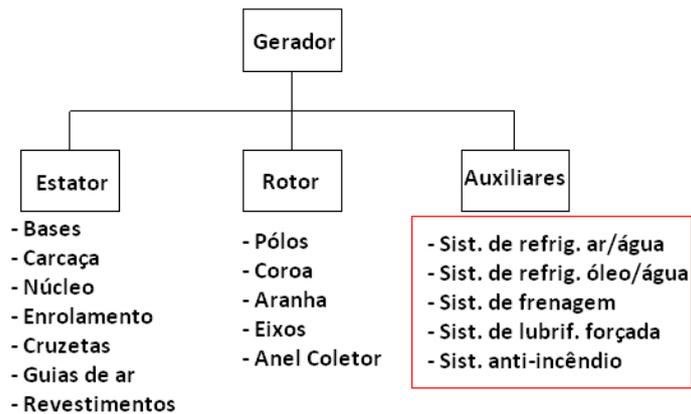


Figura 2-19 - Auxiliares do gerador

2.4.1 SISTEMA DE ÓLEO À ALTA PRESSÃO

Quando a máquina está em repouso, o peso do rotor resulta em falta de óleo entre a sapata de escora e o bloco de escora. As sapatas podem ser danificadas se o rotor partir sem óleo entre as superfícies. A mesma situação acontece quando a máquina está

prestes a parar. A velocidade diminui e, a certa altura, a película de óleo deixa de ser autossustentável e se rompe.

Portanto, um sistema especial deve ser instalado para fornecer óleo entre essas superfícies antes que o rotor comece a funcionar ou pare. A pressão deve ser suficiente para criar e manter uma película de óleo para que o rotor possa girar sem nenhum dano. Uma bomba externa, que bombeia óleo da câmara de óleo para as sapatas deve fornecer essa pressão.

Em geral, este sistema deve ser ligado pelo menos dois minutos antes da partida da máquina e mantido em funcionamento até que a máquina atinja sua velocidade nominal. Depois disso, pode ser desligado. Normalmente, durante a aceleração do rotor, a velocidade mínima na qual o sistema de alta pressão pode ser desligado é 50 % da velocidade nominal. Também deve estar funcionando a partir do momento em que a velocidade atinge 30 % da velocidade nominal até que a máquina esteja totalmente parada. Uma vez que a máquina não deve arrancar sem este sistema, é fornecida uma motobomba de reserva caso a principal não esteja disponível.

Caso a sapata do mancal de escora seja revestida com polímero, o sistema de óleo à alta pressão não é necessário durante as partidas e paradas da unidade geradora.

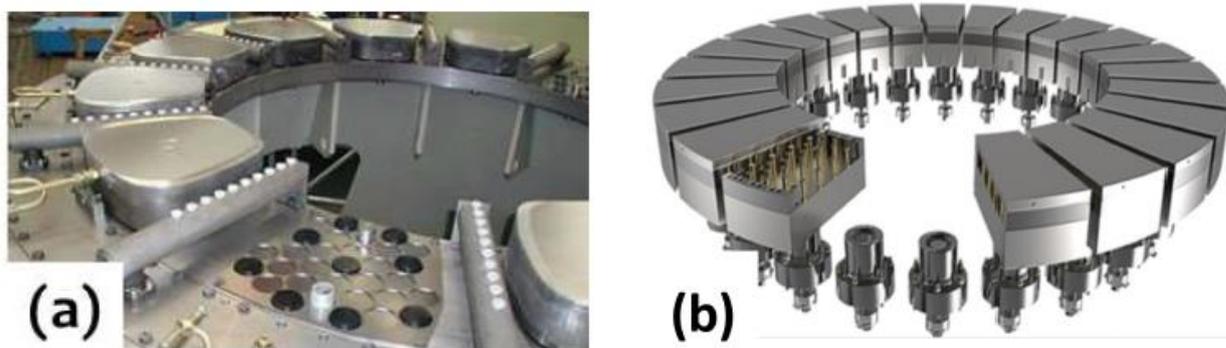


Figura 2-20 - Sistema de lubrificação forçada para o mancal de escora:
(a) mancal de escora com segmentos sobre colchão visco-elásticas e (b) mancal de escora com segmentos de dupla camada com pinos elásticos.

Fonte: [11]

2.4.2 SISTEMA DE RESFRIAMENTO E CIRCULAÇÃO DO ÓLEO

O nível de óleo (que é do tipo ISO VG68 ou VG46) é tal que praticamente não existe formação de espumas e vapores de óleo, assim como garante o perfeito funcionamento do mancal durante a operação normal, e possíveis regimes transitórios.

A fim de se evitar que vapor de óleo penetre dentro do gerador, os mancais são projetados com sistema de vedação “*cross flow*”, ou a instalação de um sistema de exaustor de vapor de óleo.

A refrigeração do óleo do mancal, é preferencialmente externa, por meio de 2 trocadores de calor óleo/água do tipo placas, sendo um deles de reserva (“*stand by*”) e a circulação do óleo obtida através do sistema *auto-pump*, que consiste na circulação forçada do óleo

pela ação do próprio mancal. Para mancais em que o *auto-pump* não tem a capacidade de circular o fluxo de óleo necessário, motobombas são utilizadas.



Figura 2-21 - Sistema de resfriamento e circulação do óleo do mancal

Fonte: [Própria]

2.4.3 SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DO GERADOR

A refrigeração do gerador será feita pela circulação do ar em circuito fechado, obtida pelo próprio efeito de rotação do rotor e por refrigeradores ar-água instalados na periferia da carcaça do gerador.

Para o sistema de ventilação do tipo radial, o ar frio será forçado pela aranha a circular através dos dutos de ventilação existentes no anel magnético, que por sua vez, forçará o ar a circular através do próprio anel magnético até os polos, enrolamento e núcleo estático. O ar de refrigeração atravessará os dutos radiais existentes no núcleo estático resfriando-o através de contato direto.

No caso de ventilação tipo axial/radial, o ar frio será forçado a circular por meio dos ventiladores axiais instalados em cada lado do rotor para o espaço interpolar e depois será forçado a circular no sentido radial pelo efeito de pressurização dos polos, passando pelo enrolamento e núcleo.

Após o resfriamento do núcleo estático, o ar quente atravessará radialmente os refrigeradores ar-água, sendo resfriado por contato direto com as aletas e voltando novamente, pela parte superior e inferior do gerador, a circular em seu interior.

O ar de refrigeração será dirigido às partes vitais do gerador com auxílio de guias de ar superior e inferior.

As tubulações, válvulas, coletores e todo material necessário para completar o sistema de refrigeração fazem parte do sistema de refrigeração.

Para grandes usinas hidroelétricas quase sempre o cliente estabelece que a capacidade dos refrigeradores seja calculada de maneira a manter a temperatura na saída do ar não

superior a 40 °C, com o gerador operando em potência nominal, reserva de 10 % na superfície do lado ar, e com a água entrando à temperatura conforme especificado.

O sistema de refrigeração deve ser dimensionado para funcionar com um refrigerador inoperante.

2.4.3.1 TROCADORES DE CALOR

Os trocadores de calor tipo ar-água, serão instalados na carcaça. Os tubos serão construídos em CuNi ou Cu, com chapas de alumínio ou de cobre formando aletas, comuns a todos os tubos em toda sua extensão, de modo a aumentar a área de dissipação de calor. Estes tubos serão fixados a dois espelhos, formando um feixe tubular, que por sua vez será montado à estrutura suporte.

A tampa inferior dos refrigeradores será provida de bujões aparafusados, para permitir a drenagem dos mesmos, sem desmontar as tubulações ou o próprio refrigerador. A desmontagem e remoção dos refrigeradores será facilmente executada, bastando desparafusar os flanges e retirá-los por aberturas previstas na plataforma superior.

A Figura 2-22 ilustra o trocador de calor ar-água e a tubulação de água.



(a) Trocaador de calor



(b) Tubulação de fornecimento de água

Figura 2-22 - Sistema de refrigeração ar-água

Fonte: [Figuras ilustrativas cedidas pela GE VERNOVA]

2.4.3.2 TUBULAÇÃO E VÁLVULAS

O sistema inclui toda a tubulação interna ao poço do gerador, interligando os refrigeradores e destes até o flange localizado imediatamente na parte externa da parede do poço. A tubulação será cortada e parcialmente ajustada na fábrica, a fim de permitir a montagem perfeita na obra. A conexão entre os refrigeradores e a tubulação de água será feita por flanges.

2.4.4 SISTEMA DE FRENAGEM E LEVANTAMENTO

O sistema de frenagem dos geradores é operado com ar comprimido e consiste de cilindros em disposição equidistante, instalados abaixo do rotor.

Normalmente o sistema é projetado para operar quando a velocidade atingir 20 % da rotação nominal no caso de parada normal, e com 50 % da rotação nominal no caso de parada de emergência, sem danificar a pista de frenagem do rotor com a pressão de ar na faixa de 0,65 a 0,80 MPa, sendo que este é suprido pelo sistema de ar comprimido da usina.

O processo de frenagem consiste no levantamento dos pistões até as lonas localizadas em cima das sapatas encostarem ao anel de freio. Para garantir o retorno das sapatas à sua posição, os cilindros estão equipados com molas de retração.

O sistema de frenagem e levantamento poderá utilizar os mesmos cilindros e a mesma câmara.

O levantamento dos cilindros é limitado por chave fim de curso que interrompe o comando de levantamento quando se atinge a altura máxima. Esta altura permite uma fácil inspeção, montagem ou desmontagem de partes do mancal. Para sinalização da posição dos cilindros e deslocamento máximo, são fornecidas chaves fim de curso. É previsto um sistema de travamento que bloqueia os cilindros em sua posição de levantamento máximo, permitindo que o sistema hidráulico fique fora de serviço.

Normalmente o sistema de frenagem e levantamento usa o mesmo circuito de tubulação. Portanto, após a operação de levantamento todo o óleo é drenado do circuito por ar forçado, ficando após isto, apto à nova operação como freio com ar comprimido. Com este método não haverá óleo no cilindro durante a operação de frenagem.

A tubulação do sistema de frenagem e levantamento é toda em tubos sem costura para suportar as pressões impostas.

O sistema de levantamento de cada gerador é operado por uma bomba motorizada com tanque de óleo, válvulas e acessórios, montado num carrinho, com mangueiras com engate rápido para a ligação ao sistema de levantamento do rotor.

O corpo dos cilindros de freio e levantamento será executado de tubo de aço, recebendo um tratamento especial de usinagem na superfície de deslizamento do pistão.

Na parte lateral inferior do cilindro de freio será previsto um furo que interligará sua parte interna com o flange da tubulação externa.

A base de assentamento do cilindro na face de contato, possuindo furos para sua fixação por meio de parafusos, os quais serão dimensionados de modo a resistir aos esforços provenientes do acionamento do freio.

O pistão é executado em aço adequadamente selecionado, recebendo um tratamento especial de usinagem, o que permite um deslizamento suave com as partes fixas do corpo do cilindro, por ocasião das operações de frenagem e levantamento.

Na parte superior do pistão é prevista uma rosca para regulagem e fixação da sapata de freio. Para assegurar a fixação, o pistão tem sua parte superior em forma esférica, sendo a sapata fixada por meio de pino.



Figura 2-23 - Macacos de freio e levantamento

Fonte: [Própria]

3 PERDAS E RENDIMENTO

A seguir discorre-se sobre as perdas produzidas e inclusas no cálculo do rendimento, abordando o conceito do cálculo do rendimento médio ponderado utilizando os índices de ponderação que refletem as permanências das potências ao longo do tempo, na sequência, apresenta-se a classificação das perdas, onde se cita em detalhes todas as perdas em uma máquina síncrona de polos salientes, os componentes que as geram e como reduzi-las com mudança de material ou de concepção, enfocando na influência das harmônicas no campo principal e das harmônicas da reação da armadura e os fluxos dispersão. Apresenta-se um comparativo entre a utilização da ventilação axial e radial, assim como critérios normalmente utilizados para definição do tipo a ser utilizado, e discorre sobre a melhor localização para a instalação do mancal de escora com o objetivo de reduzir as perdas, e a utilização de materiais mais modernos de revestimento dos segmentos, principalmente de escora.

3.1 PERDAS CONSIDERADAS NO RENDIMENTO DO GERADOR

As perdas do gerador devem ser preferencialmente medidas pelo método calorimétrico, de acordo com a IEC 60034-2-1 “*Standard methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles)*” [12] e IEC 60034-2-2 “*Specific methods for determining separate losses of large machines from tests - Supplement to IEC 60034-2-1*” [13]. As seguintes perdas podem estar inclusas no cálculo do rendimento:

- Perdas Ferro
- Perdas I^2R do enrolamento do estator
- Perdas adicionais
- Perdas I^2R no enrolamento de campo
- Perdas do sistema de excitação
- Perdas nas escovas
- Perdas nos mancais radiais do gerador
- Perdas no mancal de escora, somente a parcela devido ao gerador
- Perdas de ventilação

Nos itens a seguir: 3.1.1, 3.1.2, 3.1.3 e 3.1.4, discorre-se sobre as particularidades de cada item na consideração do rendimento.

3.1.1 PERDAS I^2R DOS ENROLAMENTOS DO ESTATOR E ROTOR

Para determinar as perdas I^2R nos enrolamentos, a resistência CC deve ser convertida para o valor correspondente à temperatura de referência em relação à classe do sistema de isolamento da máquina. Se a classe térmica inferior for aplicada ao enrolamento, a temperatura de referência da classe térmica inferior deve ser aplicada para o cálculo da perda do enrolamento, conforme mostrado na Tabela 3-1. Em todo caso, prevalece os valores especificados pelo cliente em suas especificações técnicas.

Tabela 3-1 - Temperatura de referência

Classe térmica do sistema de isolamento	Temperatura de referência (°C)
130(B)	95
155(F)	115

Fonte: [14]

3.1.2 PERDAS NO SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR

As perdas no sistema de excitação incluem as perdas nos painéis, no transformador de excitação e os cabos ou barramentos lado CA desde a derivação do barramento do gerador até o transformador de excitação, e do transformador até os painéis de excitação, e nos cabos ou barramentos CC desde os painéis até a chegada aos anéis coletores.

A perda nas escovas inclui a parcela de perdas elétricas devido a queda de tensão nas escovas e mecânicas que é devido ao atrito com os anéis coletores.

As perdas no painel de excitação devem ser fornecidas pelo fabricante do sistema de excitação, e a perda do transformador de excitação fornecida pelo fabricante do mesmo. As perdas dos barramentos são obtidas por cálculo levando-se em conta as resistências e correntes.

Para a medição das perdas totais do sistema de excitação durante o comissionamento do gerador basta medir a potência de entrada e a potência de saída. O rendimento é dado pela divisão da potência de saída pela potência de entrada.

A seguir a Figura 3-1 ilustra um típico painel e transformador de excitação.



(a) Painel de excitação

Fonte: [15]

(b) Transformador de excitação

Fonte: [16]

Figura 3-1 - Painel e transformador de excitação

3.1.3 PERDAS NOS MANCAIS DO GERADOR

As perdas nos mancais radiais do gerador são as perdas geradas nos mancais de guia de escopo de fornecimento do gerador, com a unidade geradora a plena carga.

As perdas do mancal de escora a ser considerado no rendimento do gerador corresponde somente a parcela devido ao gerador P_b , com a unidade geradora a plena carga.

Para unidades geradoras verticais, a parcela do gerador pode ser calculada pela seguinte fórmula (3-1):

$$P_b = \frac{W_G}{W_G + W_T + F_H} P_B \quad (3-1)$$

Onde:

W_G é o peso das partes rotativas do gerador, em [kN];

W_T é o peso das partes rotativas da turbina, em [kN];

F_H = máximo valor garantido do empuxo hidráulico nas condições nominais de operação e com os valores de projeto da folga dos selos do rotor da turbina, em [kN];

P_B = perda total do mancal de escora com o óleo a 45 °C, ou outro valor de temperatura do óleo conforme previamente acordado entre fabricante e cliente, em [kW].

Se o mancal de escora é combinado com mancal de guia, P_B se refere somente à parcela do mancal de escora. A separação entre perdas do mancal de escora e do mancal de guia é feita por cálculo.

3.1.3.1 CORREÇÃO DAS PERDAS DOS MANCAIS COM A TEMPERATURA DO ÓLEO

Se a temperatura do óleo é diferente de 45 °C ou outro valor se previamente acordado, as correções das perdas devem ser feitas para as perdas no mancal de escora e nos mancais de guia (radiais) conforme Anexo C da IEC 60034-33 [14].

Para mancais de guia das máquinas verticais aplicar (3-2):

$$P_1 = P_o \sqrt{\frac{\eta_1}{\eta_o}} \quad (3-2)$$

Onde:

P_o é a perda medida no mancal de guia à temperatura diferente da temperatura em que esta perda foi garantida, em [kW];

P_1 é a perda no mancal de guia corrigida para a temperatura do óleo garantido, em [kW];

η_1 = Viscosidade dinâmica do óleo à temperatura em que a perda foi garantida, em [Pa s];

η_o = Viscosidade dinâmica do óleo à temperatura do ensaio, em [Pa s].

Para mancais radiais das máquinas horizontais, a seguinte fórmula se aplica (3-3):

$$P_1 = P_o \sqrt[4]{\frac{\eta_1}{\eta_o}} \quad (3-3)$$

Para os mancais de escora das máquinas verticais, a mesma fórmula (3-3) se aplica.

3.1.3.2 ALOCAÇÃO DAS PERDAS DO MANCAL DE ESCORA / MANCAL COMBINADO SEGUNDO AS NORMAS IEC, IEEE E AS PRÁTICAS USUAIS

A seguir tem-se uma comparação entre as normas IEC, IEEE e as práticas mais usuais no mercado.

IEC 60034-2 item 10.1 [17]

As perdas em mancais comuns, tais como mancal de escora ou mancal combinado, devem ser apresentadas em separado, não sendo incluso no cálculo do rendimento do gerador.

IEC 60034-2-2 item 7.2.5.6 [13]

As perdas em mancais comuns, tais como mancal de escora ou mancal combinado, devem ser apresentadas em separado, não sendo incluso no cálculo do rendimento do gerador. Essas perdas devem ser subtraídas do total de perdas mecânicas.

IEC 60034-33 item 5.7.2 [14]

Referente à perda do mancal comum ao gerador e turbina, somente aquela parcela da perda devido ao gerador deve ser incluída no cálculo do rendimento do gerador.

IEEE C50.12 item 8.3.6.c [18]

No caso de geradores equipados com um jogo completo de mancais, somente aquela parcela das perdas devido ao gerador deve ser incluída no cálculo do rendimento.

No caso de geradores não equipadas com um jogo completo de mancais, apenas aquelas parcelas de perdas dos mancais fornecidos pelo gerador devem ser incluídas. Quando as perdas são divididas entre equipamentos ou entre fabricantes, o método de alocação das perdas estará sujeito a acordo entre o fabricante e o cliente.

Baseando em experiência de anos trabalhando com geradores, a perda do mancal comum ao gerador e turbina, seja somente mancal de escora ou mancal combinado escora/guia nem sempre houve um consenso no cálculo das perdas.

- Quando o mancal de escora é de escopo do gerador, existem casos em que as perdas do mancal de escora foram indicadas em separado e não incluído no rendimento do

gerador, outra vez incluindo-se somente a parcela das perdas do mancal de escora devido ao gerador e, em alguns, casos a inclusão das perdas totais do mancal de escora no computo do rendimento do gerador.

- Quando o mancal de escora é fornecido pela turbina, normalmente as perdas deste mancal fica a cargo do fabricante da turbina e não se inclui no cálculo do rendimento do gerador. São raros os casos em que a parcela de perdas do mancal de escora devido ao gerador é considerada no rendimento do gerador.
- Aqui será mencionado somente o mancal de escora, mas o mesmo é válido quando se trata de um mancal combinado escora/guia.

3.1.4 PERDAS DE VENTILAÇÃO

As perdas de ventilação são as perdas devido ao atrito viscoso do fluxo de ar dentro da máquina e devem ser referidas à temperatura do ar frio de resfriamento previamente acordado, geralmente 40 °C, e umidade relativa acordada, geralmente 40 %.

Ao medir as perdas de ventilação durante um ensaio de rendimento de acordo com a IEC 60034-2-2, ou seja, com a máquina em giro mecânico na rotação nominal e sem excitação. Nesse ensaio a temperatura do ar frio geralmente não está na temperatura de projeto. Isso ocorre porque a vazão de água de resfriamento é reduzida para aumentar a diferença de temperatura da água e melhorar a precisão das medidas. Por outro lado, as perdas geradas nesse ensaio são muito menores do que as perdas a plena carga.

As perdas de ventilação devem ser referidas à densidade do ar frio e podem ser recalculadas para sua condição nominal com a seguinte fórmula (3-4):

$$Pv_c = Pv_m \frac{\rho_{tref}}{\rho_{tm}} \quad (3-4)$$

Onde:

Pv_c é a perda de ventilação corrigida para a temperatura de referência de 40 °C, ou outro valor previamente acordado, em [kW];

Pv_m é a perda de ventilação medido, em [kW];

ρ_{tm} é a densidade do ar na temperatura do ar de refrigeração durante o ensaio, em [kg/m³];

ρ_{tref} é a densidade do ar na temperatura de referência, em [kg/m³].

Caso a rotação da máquina esteja diferente da rotação nominal, considerar que a perda de ventilação varia com o cubo da rotação.

Para calcular a densidade do ar frio a partir da temperatura do ar frio e das condições ambientais, a ISO 5801 [19] fornece um bom método de cálculo. A ISO 5801 apresenta uma fórmula polinomial para calcular a pressão de vapor de água ambiente.

Pressão do vapor de água (p_{D_amb}) a temperatura ambiente $\theta_{amb} \leq 30$ °C

$$p_{D_amb} = \varphi_{amb} e^{\left(17,438 \frac{\theta_{amb}}{239,78 + \theta_{amb}} + 6,4147\right)} \quad (3-5)$$

Pressão do vapor de água (p_{D_amb}) a temperatura ambiente $\theta_{amb} > 30 \text{ }^\circ\text{C}$

$$p_{D_amb} = \left(610,8 + 44,442 \theta_{amb} + 1,4133 \theta_{amb}^2 + 0,02768 \theta_{amb}^3 + 2,5566 \cdot 10^{-4} \theta_{amb}^4 + 2,89166 \cdot 10^{-6} \theta_{amb}^5\right) \varphi_{amb} \quad (3-6)$$

$$\rho_{Dc} = \frac{p_{Dc}}{R_D (273,15 + \theta_c)} \quad (3-7)$$

$$\rho_{dAc} = \frac{p_{amb} - p_{Dc}}{R_A (273,15 + \theta_c)} \quad (3-8)$$

$$\rho_c = \rho_{Dc} + \rho_{dAc} \quad (3-9)$$

Onde:

ρ_{Dc} é a densidade parcial do vapor de água, em $[\text{kg}/\text{m}^3]$;

ρ_{dAc} é a densidade parcial do ar seco, em $[\text{kg}/\text{m}^3]$;

p_{Dc} é a pressão do vapor de água, em $[\text{kPa}]$;

p_{amb} é a pressão do ambiente=101325, em $[\text{Pa}]$;

φ_{amb} é a umidade relativa do ambiente, valor normal = 0,40, em $[-]$;

θ_{amb} é a temperatura do ambiente, em $[\text{ }^\circ\text{C}]$;

θ_c é a temperatura do ar frio, em $[\text{ }^\circ\text{C}]$

R_A é a constante do ar=287,3 , em $[\frac{\text{J}}{\text{kg}} \text{K}]$

R_D é a constante do vapor de água=460 , em $[\frac{\text{J}}{\text{kg}} \text{K}]$

3.2 RENDIMENTO MÉDIO PONDERADO DO GERADOR (RMPG)

Estudos são realizados pelas equipes de engenharia sobre a afluência da bacia hidrológica na afluência no local da instalação da usina, tomando-se como base o histórico de vários anos, sofrendo influência do período de seca e período de chuva. Também há que se considerar que as usinas hidrelétricas atuais tendem a ser construídas a fio de água com um reservatório muito reduzido.

Nesse estudo se avalia a operação das unidades geradoras em determinada potência dentro dos limites permitidos pela turbina, e para cada potência se determina a permanência operativa nessa condição. O índice de permanência em cada ponto operativo se denomina de fator de ponderação. Cabe ao projetista do gerador otimizar o RMPG ao invés do rendimento a 100 % de carga. Para a otimização do RMPG o projetista

deve priorizar o maior rendimento na carga em que lhe é atribuído o maior fator de ponderação.

De acordo com a IEC60034-33 [14] a fórmula (3-10) se aplica no cálculo do RMPG:

$$RMPG = \sum_{k=1}^n A_k \eta_k \quad (3-10)$$

Onde:

A_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os fatores de ponderação a uma carga específica e definido pela equação (3-11), em [-],

$$\sum_{k=1}^n A_k = 1 \quad (3-11)$$

η_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os rendimentos à tensão, rotação nominais e a um fator de potência e carga específica, em [%].

Como resultado de uma coletânea de várias especificações técnicas analisadas, para a maioria dos geradores fabricados no Brasil, há uma fórmula diferente do item anterior e que também apresenta resultados um pouco diferentes.

$$RMPG = \frac{\sum_{k=1}^n P_k A_k \eta_k}{\sum_{k=1}^n P_k A_k} \quad (3-12)$$

Onde:

P_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são as potências parciais à tensão e rotação nominais e um determinado fator de potência, em [pu].

A_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os fatores de ponderação a uma carga específica, em [-] e definido pela equação (3-11).

η_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os rendimentos à tensão, rotação nominais e a um fator de potência e carga específica, em [%].

3.3 CLASSIFICAÇÃO DAS PERDAS

Além das ações mais óbvias para otimização do rendimento como utilização de materiais de aço-silício de baixas perdas, ou aumento de seção de cobre nas barras/bobinas do enrolamento do estator e enrolamento dos polos, discorrer-se-á sobre as muitas ações que podem ser tomadas para redução de perdas e otimização do rendimento do gerador.

As perdas em uma máquina síncrona de polos salientes podem ser classificadas pelos itens abaixo [20], [1], [21], [22], [23], [24] e [25]:

3.3.1 PERDAS FERRO DO ESTATOR

O fluxo magnético alternado passando através das laminações do núcleo do estator gera perdas no material do núcleo. Essas perdas são criadas por efeitos de histerese (perdas de histerese), por fenômenos de correntes parasitas de Foucault (perdas por correntes parasitas) e mudanças na estrutura do domínio de histerese (perdas em excesso). Estas perdas dependem fortemente da amplitude e da frequência do campo de excitação alternado [20].

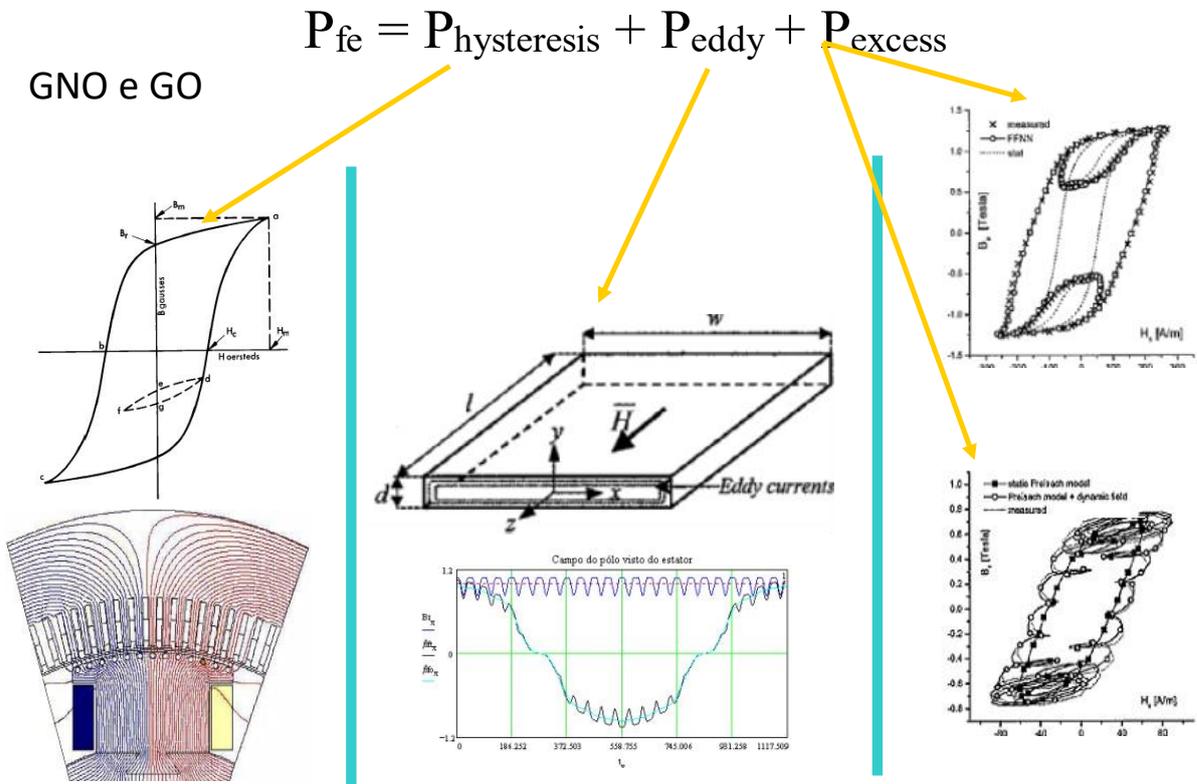


Figura 3-2 - Composição das perdas ferro

Fonte: [Própria]

A Tabela 3-2 lista as principais chapas de aço-silício GNO espessura de 0,35 e 0,5 mm, atualmente utilizadas pelos grandes fabricantes de geradores de grande porte para usinas hidrelétricas. A qualidade da chapa se baseia na perda magnética a 1,5 T e 50 Hz, mas durante a fabricação destas, é possível solicitar ao fabricante da chapa garantir em outro ponto de indução e frequência.

Tabela 3-2 - Tabela das principais qualidades das chapas siliciosas GNO

Qualidade da chapa	Espessura [mm]	Perdas Magnéticas [W/kg]			
		1.0 T		1.5 T	
		50 Hz	60 Hz	50 Hz	60 Hz
M210-35A	0,35	0,90	1,15	2,10	2,65
M235-35A	0,35	0,95	1,20	2,35	2,90
M250-35A	0,35	1,00	1,25	2,50	3,14
M270-35A	0,35	1,10	1,40	2,70	3,36
M230-50A	0,50	1,00	1,30	2,30	2,95
M250-50A	0,50	1,05	1,35	2,50	3,20
M270-50A	0,50	1,10	1,40	2,70	3,45
M290-50A	0,50	1,15	1,45	2,90	3,65
M310-50A	0,50	1,25	1,58	3,10	3,85

Fonte: [26]

A utilização da chapa de GNO de 0,35 mm de espessura aumenta em mais de 40 % ($0,5/0,35=1,43$) a quantidade de lâminas a serem estampadas, envernizadas, e empilhadas e que afetam nos custos de fabricação e empilhamento. A perda magnética da melhor chapa de 0,35 mm é um pouco melhor que a melhor chapa de 0,5 mm. O fator de empilhamento da chapa de GNO de 0,35 mm é em torno de 0,93 a 0,94, enquanto a chapa de 0,50 mm é de 0,95 a 0,96, significando que o projeto utilizando chapa de 0,35 mm em um mesmo comprimento axial do núcleo, tem menos volume de chapa siliciosa, ou seja, maior saturação dos dentes e da coroa.

Considerando os aspectos de perdas e custos de fabricação e montagem, a melhor chapa a ser utilizada é a M230-50A. Dependendo do custo e benefício do ganho de rendimento a chapa M250-50A pode também ser uma boa alternativa.

Ao longo de vários anos de projeto de hidrogeradores, nota-se que as chapas de GO – Grão Orientado não são de uso normal em geradores hidrelétricos por seu alto custo e baixo ou nenhum benefício sobre as perdas. No entanto, tem-se conhecimento de aplicação de dessas chapas de GO em hidrogeradores, nesses casos, é importante dispor das curvas de magnetização tanto no sentido da laminação como no sentido transversal e, durante o cálculo da força magnetomotriz, deverá ser considerado o sentido do fluxo magnético concomitante com o sentido de orientação dos grãos ou o do sentido transposto [27].

As perdas ferro também dependem das harmônicas presentes no campo principal do entreferro em vazio [20], portanto a otimização da forma da sapata polar para minimizar as harmônicas do campo tem um bom impacto nas perdas ferro. Para a otimização da forma da sapata pode se utilizar sapatas com 3 raios, ou com raio único e relação $\frac{\delta_{max}}{\delta_{min}} > 1,35$, onde δ_{max} é o entreferro na borda da sapata e δ_{min} é o entreferro no centro do polo.

Normalmente escadinhas são feitas nas extremidades do núcleo do estator e tem a função de reduzir o fluxo disperso e minimizar fluxo magnético em sentido axial incidente sobre a lateral dos dentes nas extremidades, evitando sobreaquecimento da região e diminuindo as perdas devido as correntes parasitas de *Foucault* nessas chapas. Ver ilustração Figura 2-5.

Para máquinas com dentes largos (dimensão em sentido tangencial), em torno de 45 mm ou maior, rasgos (*slots*) são feitos nos dentes para simular dentes mais estreitos e diminuir o aquecimento e as perdas devido ao fluxo disperso de sentido axial. Ver ilustração Figura 2-5.

O fluxo disperso nas extremidades do núcleo também cria correntes parasitas nos dedos de pressão e causam perdas, embora os dedos de pressão sejam materiais não magnéticos, devido ao trabalho de corte, usinagem e solda, a permeabilidade magnética se modifica para valores em torno de 1,10, sendo que o critério utilizado pelo fabricante para aceitação dos dedos de pressão é que a permeabilidade magnética relativa seja no máximo 1,10. Dedos mais estreitos reduzem perdas, portanto ao invés de um dedo de pressão largo, maior que 30 mm, dividi-lo em 2 de 15 mm produz perdas menores. Ver ilustração Figura 2-5.

O fluxo magnético de dispersão pode ser minimizado com otimização das extremidades axiais das sapatas polares, por exemplo, fazendo o polo com comprimento axial em torno de dois a quatro comprimentos do entreferro menor que o comprimento total do núcleo do estator [27].

Todas as perdas magnéticas mencionadas acima variam com a magnitude do campo do entreferro ao quadrado. Cabe considerar que para reduzir o campo do entreferro há que se aumentar o número de espiras por fase ou as dimensões físicas do gerador.

3.3.2 PERDAS NO ENROLAMENTO DO ESTATOR

São perdas no enrolamento do estator calculadas de forma a incluir as principais causas que promovem essas perdas. As perdas no enrolamento do estator consistem em:

- Perdas ôhmicas I^2R no enrolamento do estator, devido à corrente de armadura, porém, considerando a corrente nominal como se fosse corrente contínua, ou seja, incluir qualquer outro fenômeno;
- Perdas por correntes parasitas (efeito pelicular) nos condutores devido ao campo de dispersão de ranhura pulsante transversal,

- Perdas de correntes parasitas locais nos condutores superiores da ranhura devido ao campo de entreferro radial variável penetrante,
- Perdas de correntes parasitas circulantes e locais devido a campos parasitas de dispersão na região final das cabeças do enrolamento.

A ação mais corriqueira para diminuir as perdas ôhmicas do enrolamento do estator, é aumentando a seção de cobre, que implica em aumentar a dimensão da ranhura e aumentar a densidade de fluxo no núcleo do estator. Esta ação diminui as perdas no cobre, porém aumenta perdas no núcleo, e para manter as perdas no núcleo tem-se que aumentar as dimensões físicas da máquina.

Portanto vê-se a importância de um projeto da barra otimizado para reduzir o estresse elétrico da isolamento principal, o que pode permitir reduzir a sua espessura e operar com uma rigidez dielétrica maior em torno de 3,0 kV/mm. A redução da espessura pode ser compensada pelo aumento de cobre e redução de perdas ôhmicas.

Pela experiência adquirida ao longo da vida profissional, tem-se que se considerar as mesmas dimensões da ranhura e da barra isolada, e utilizar fios mais finos aumentando a quantidade de tal forma que a área permaneça similar a perda diminui. Por fios mais finos entende-se espessura de 1,6 a 1,8 mm e fios grossos para espessuras em torno de 2.5 mm. A espessura dos fios tem grande influência nas perdas para barras grandes que conduzem correntes maiores que 2500 A. Para barras menores e com pouca influência da espessura dos fios, utilizar o mais espesso, pois estes são mais baratos em termos de matéria prima e de maior facilidade de fabricação.

Diminuindo a altura axial do dedo de pressão, se mecanicamente permitido, a barra poderá ser mais curta e gerar menos perdas.

As conexões de grupos (jumpers), as conexões que fecham os circuitos paralelos até os terminais devem ser dimensionadas com geometria devidamente estudada para reduzir as perdas devido à redução de área pelo efeito pelicular (*skin effect*). Para condutores ocos, deixar a parede em torno de 11 a 12 mm de espessura e, para condutores chatos, quanto menor a espessura menor será o efeito pelicular. Valores normalmente utilizados estão na faixa de 12 a 16 mm, alguns casos chegando a 20 mm. Os condutores redondos têm alto valor para o efeito pelicular, o que significa que a parte central do condutor está subutilizado, portanto uma verificação de custo entre condutor oco e condutor redondo deve ser feita. Estas constatações são resultado de cálculos executados e experiência de longos anos em projeto de geradores.

A disposição das conexões deve ter as fases alternadas para aproveitar o efeito produzido pelos campos magnéticos das correntes que estão defasados de 120 graus elétricos para minimizar o aumento da resistência devido ao efeito de proximidade. Evitar condutores adjacentes de mesma fase.

A seguir, na Figura 3-3, algumas ilustrações das conexões redondas, ocas, retangulares e seu arranjo físico.

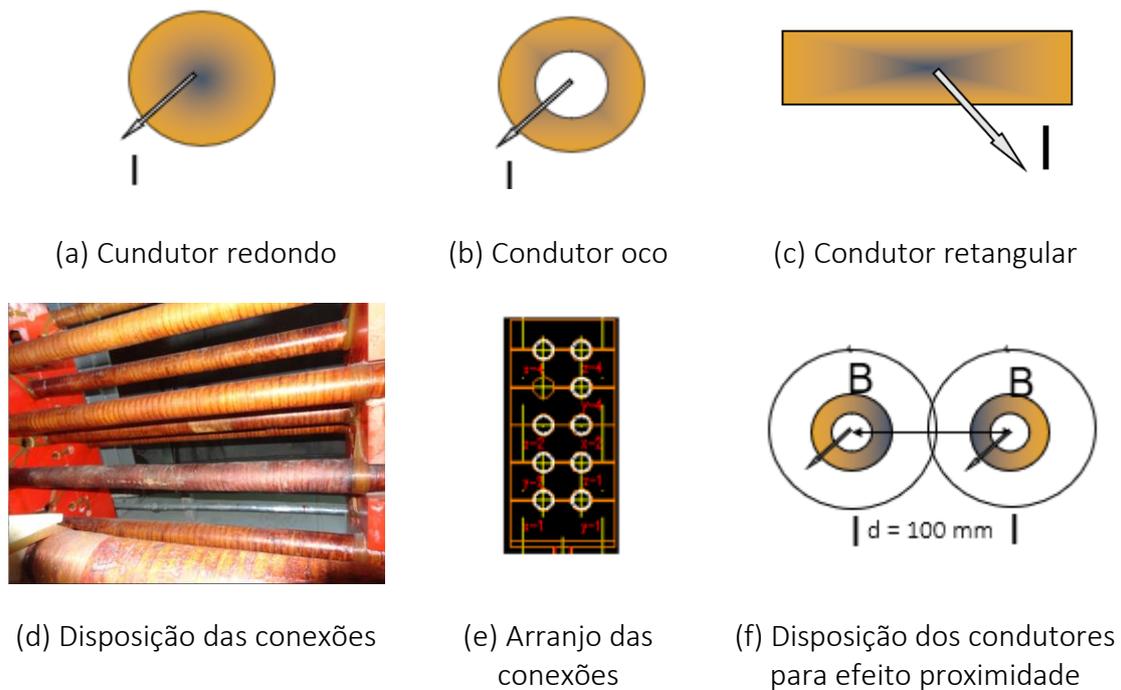


Figura 3-3 – Tipo e arranjo dos condutores

Fonte: [Própria]

Para cada tipo de máquina estudar em detalhes o enrolamento tipo imbricado ou ondulado e utilizar aquele que produzir as menores perdas ôhmicas.

3.3.3 PERDAS NO ENROLAMENTO DE CAMPO

Perdas ôhmicas I^2R no enrolamento de campo, devido a corrente de excitação.

Para reduzir perdas só com aumento de cobre ou redução da FMM do polo. O aumento da quantidade de cobre causará um aumento nas tensões mecânicas dos polos, sendo necessário melhorar o material do núcleo polar ou aumentar as suas dimensões causando um completo redimensionamento do gerador.

Poder-se-ia também reduzir a FMM do polo com a diminuição do entreferro ou aumento do número de espiras no enrolamento do estator.

3.3.4 PERDAS NO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

Harmônicas do campo do entreferro que gira em uma rotação diferente da síncrona, induz tensão nas barras de amortecimento [28], [29], [30].

Como consequência circula uma corrente nas barras de amortecimento gerando perdas, que são baseados em:

1. Harmônicos de ranhuras com a máquina à vazio,
2. Harmônicos da força magnetomotriz da reação da armadura do enrolamento do estator em carga.

Aumentar o diâmetro das barras de amortecimento reduz as perdas no amortecedor, porém pode ser necessário aumentar a altura radial da sapata, o qual aumenta a dispersão do polo e aumento do peso do polo, que pode ter influência no anel magnético, aranha e até aumento de carga no mancal de escora. Logo esta não é uma solução sensata.

Pode-se reduzir o efeito das harmônicas de ranhura, com o estreitamento da ranhura ou aumento do entreferro, que pode levar a um completo redimensionamento da máquina.

Perdas devido a harmônicos da reação da armadura pode ser reduzida com a redução das harmônicas com adequada escolha do número de ranhuras e passo de enrolamento, ou aumento de entreferro.

3.3.5 PERDAS NA SUPERFÍCIE DA SAPATA DO POLO

Essas perdas são da mesma origem que as perdas no enrolamento do amortecedor, e são causados pela pulsação da relutância produzida pelos dentes e pelos harmônicos da FMM de reação da armadura do enrolamento do estator [20].

Pode-se reduzir o efeito das harmônicas de ranhura, com o estreitamento da ranhura ou aumento do entreferro, que pode levar a um completo redimensionamento da máquina.

Perdas devido a harmônicos da reação da armadura pode ser reduzida com a redução das harmônicas com adequada escolha do número de ranhuras e passo de enrolamento, ou aumento de entreferro.

Estas perdas também são inversamente proporcionais ao quadrado da espessura das lâminas dos polos. As chapas normalmente utilizadas são de 2 a 4 mm de espessura, laminadas a quente. O próprio óxido gerado devido a laminação prove necessária isolamento entre chapas. No mercado da China tem disponível chapas de 1,5 mm laminadas a quente. Para minimizar ainda mais as perdas, pode-se utilizar chapas de 1 mm de espessura laminadas a frio. Estas chapas têm um limite de escoamento de no máximo 350 Mpa e devem ser isoladas entre si para não formar um bloco de chapa maciço e aumentar as perdas. O limite na qualidade mecânica destas chapas pode conduzir ao redimensionamento completo do gerador.

Estas perdas não são somente devido às chapas finas, mas tem grande influência das placas de pressão dos polos, quando existente. Pode-se aumentar a distância da superfície da placa de pressão com o núcleo do estator (aumento do entreferro localizado na região da placa de pressão do polo), e/ou pode-se fazer rasgos tangencias (ranhuras) nas placas, simulando como se fosse um conjunto de chapas finas.

3.3.6 PERDAS ADICIONAIS NAS EXTREMIDADES DO NÚCLEO DO ESTATOR

Campos de dispersão nas extremidades do núcleo causam correntes parasitas locais nas extremidades frontais do núcleo do estator [20],

- Perdas por correntes parasitas nas placas de pressão.
- Perdas por correntes parasitas nos dedos de pressão.

- Perdas por correntes parasitas nas laminações de extremidade do núcleo.

Para redução destas perdas, veja item 3.3.1 acima.

3.3.7 OUTRAS PERDAS

São perdas que são muito difíceis de avaliar e são classificadas como outras perdas, por exemplo. perdas adicionais em conexões do enrolamento, perdas por correntes parasitas em carcaça, caixas de terminais e guias de ar [20].

As perdas devido ao fluxo de dispersão causado pelas correntes que circulam nas cabeças de bobinas geram perdas e tem relação com o comprimento desenvolvido das cabeças das barras. Por este motivo os enrolamentos do tipo imbricado produzem menores perdas que enrolamentos ondulados.

Este fluxo disperso nas cabeças de bobinas pode gerar correntes parasitas nas guias de ar metálicas e magnéticas. A redução destas perdas pode ser feita através do aumento de distância entre guias de ar e cabeças do enrolamento, e que pode causar aumento no layout do gerador. Outra ação mitigadora seria utilizar guias de ar com materiais não magnéticos, como fibra de vidro, aço inoxidável não magnético ou alumínio.

3.3.8 PERDAS DE VENTILAÇÃO

As perdas de ventilação de ar consistem em perdas de geração de pressão (por exemplo, nos ventiladores montados no eixo) e perdas por atrito viscoso de ar (por exemplo, na superfície do rotor).

As perdas de ventilação dependem em grande parte do tipo de ventilação utilizado, sendo que o sistema com ventilação axial/radial produz perdas bem menores quando comparado ao sistema de ventilação radial (*rotor-rim ventilation*). Redução de perdas de ventilação pode chegar facilmente a 30 %.

Pela experiência adquirida em anos de profissão, geradores com velocidade tangencial do rotor de 50 m/s ou maior e comprimento total axial do núcleo do estator menor ou igual a 2200 mm podem utilizar ventiladores axiais, ou alguma outra condição, desde que estudos detalhados sejam feitos em CFD.

A vantagem do sistema de ventilação radial é a melhor uniformidade de temperatura no núcleo do estator e nos polos do rotor, e é um projeto muito mais seguro por não necessitar de aletas de ventilação, que acidentalmente pode se romper e danificar a máquina e seu custo é menor que o sistema axial/radial.

As perdas de ventilação são proporcionais a vazão de ar que circula no gerador, portanto reduzir a vazão de ar e direcioná-lo corretamente às partes vitais da máquina para refrigeração, pode ser uma solução desafiadora. Regras utilizadas dentre os principais fabricantes de geradores mantém a elevação de temperatura do ar em 30 a 32 graus Celsius no máximo.

3.3.9 PERDAS NOS MANCAIS

Perdas por atrito nos mancais e perdas adicionais devido à potência de bombeamento auxiliar.

Pela experiência adquirida em anos de profissão, para geradores com diâmetro interno do estator menor que 5600 mm usa-se preferencialmente o mancal de escora acima do rotor do gerador. A grande vantagem desta solução é que o eixo superior não necessitando transmitir torque, pode ser dimensionado com diâmetro menor que o eixo inferior. Eixo com diâmetro menor permite projetar mancal de escora com menor diâmetro e tem a grande vantagem de produzir menores perdas de atrito. Para diâmetros maiores que 5600 mm normalmente se utiliza o mancal de escora ou o mancal combinado abaixo do rotor para reduzir o peso da cruzeta em que esse mancal está instalado. Se o mancal combinado ficar acima do rotor com diâmetro do estator maior que 5600 mm a cruzeta torna-se muito robusta e pesada.

Se for necessário projetar com um mancal de escora abaixo do rotor do gerador, empenhar todos os esforços no projeto de um mancal com diâmetro o menor possível. Esta solução passa por projetar o bloco de escora como parte integrante do eixo inferior, que pode economizar alguns centímetros no diâmetro do mancal.

Outra possibilidade seria utilizar o mancal de escora revestido com polímero do tipo teflon ou *peek*, que devido as suas características de serem mais moles e termicamente mais isolantes, permitem a utilização com maiores pressão específica e menor espessura do filme de óleo [23].

Normalmente os mancais de escora com revestimento com metal patente permitem uma pressão específica de 3 MPa, enquanto os mancais de escora com sapatas revestidas com polímeros permitem uma pressão específica de 6 MPa. Haverá uma redução substancial nas dimensões do mancal e grande redução das perdas por atrito.

3.3.10 MEDIÇÃO DAS PERDAS

Esse modelo de perda é baseado em considerações físicas, portanto, é muito complicado para comparação com medições de perda de uma máquina real. Máquinas síncronas de grande porte não podem ser medidas a plena carga por um acionamento de motor calibrado na fábrica, portanto essas máquinas são comissionadas na obra por segregação de perdas (ver norma IEC 60034-2-1 [12]), levando em consideração os seguintes componentes:

P1 – Sem carga, não excitado: Este teste mede as perdas por atrito mecânico e ventilação (perdas por movimentar o ar por atrito viscoso e perdas nos mancais).

P2 - Sem carga, excitado: O teste de perdas em circuito aberto avalia a soma de todas as perdas elétricas e magnéticas em circuito aberto e as perdas por atrito mecânico. As perdas dependentes do campo de excitação principal estão disponíveis após subtrair as perdas medidas com o gerador sem carga. Então, desejando calcular as perdas

magnéticas do gerador sem carga deve se subtrair as perdas de I^2R das bobinas de campo (com a corrente de excitação medida durante o teste)

P3 - Curto-circuito, excitado: Durante o teste de curto-circuito, com corrente nominal circulando pelo estator, é medida a soma de todas as perdas dependentes da corrente do estator (após subtrair as perdas P2 – sem carga-excitado).

As perdas ôhmicas no enrolamento de campo do rotor são determinadas a partir da corrente de campo CC medida I_f e da resistência ôhmica do campo.

A soma desses três componentes de perdas fornece a perda total e a rendimento da máquina. A segregação das perdas dependentes do campo principal e das perdas dependentes da corrente do estator não refletem exatamente as perdas reais na máquina. No entanto, é um método simples e útil, que está definido nas normas (por exemplo, IEC 60034-2-1 [12] e IEC 60034-33 [14]) e se aproxima muito das perdas reais da máquina.

4 PRINCÍPIOS DE DIMENSIONAMENTO ELETROMAGNÉTICO E TÉRMICO DE UM GERADOR SÍNCRONO DE POLOS SALIENTES

4.1 INTRODUÇÃO

Um dos grandes desafios dos engenheiros dedicados ao projeto de dínamos foi o de entender as leis eletrodinâmicas que governam o cálculo do dimensionamento eletromagnético das máquinas elétricas rotativas. Pode-se citar pelo seu empenho e perseverança a W. B. Esson 1890 [31] e Ernest Wilson 1897 [32] em cujos trabalhos pode-se notar quão nebuloso parecia desbravar esta área do conhecimento, responsável pelo conforto humano e desenvolvimento industrial.

Muito embora, por volta de 1850, a lei circular de Ampere e a relação entre a intensidade do campo magnético (\mathcal{H}) e o campo magnético (\mathcal{B}) a ele associado já fossem bem conhecidas, pode-se notar que esses princípios ainda não estavam devidamente absorvidos e incorporados às práticas do cotidiano de projetar máquinas elétricas.

Após mais de um século, ainda é um desafio assimilar esses princípios, embora o caminho já nos tenha sido mostrado por J. H. Walker 1968 [33]. Todavia, a sua associação com os princípios de conversão de energia, ainda não foram amplamente divulgados.

Diante desse cenário, o presente capítulo se propõe a mostrar a origem da identidade construtiva de uma máquina síncrona de polos salientes, a partir do conceito fundamental da densidade volumétrica de energia, restrito aos princípios de conversão de energia e sua aplicação imediata às máquinas síncronas de polos salientes.

4.2 DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA

Só o conceito de energia eletromagnética, dentro de um processo de conversão de energia, pouco acrescenta à percepção da sua relação com os requisitos dos materiais que compõem o seu circuito magnético.

Por isso há a necessidade de se buscar um conceito que envolva as características desses materiais, de forma que nos permita obter uma identidade que associe a energia eletromagnética ao material por onde permeiam as linhas de fluxo magnético.

Esse conceito é denominado de densidade volumétrica de energia eletromagnética, que será discutido a seguir.

4.3 A LEI CIRCUITAL DE AMPERE

Tudo indica que foi J. C. Maxwell que, por volta de 1855 [34], quem nos legou a lei circuital de Ampere na sua forma mais conhecida,

$$\oint \mathcal{H} dl = n i = \mathcal{F} \quad (4-1)$$

Onde n é o número de espiras, i é a corrente (A), e \mathcal{F} é a força magnetomotriz (FMM) e \mathcal{H} é intensidade magnética linear, dada por $\mathcal{H} \triangleq (n i)/l$

Há que se notar que na expressão (4-1) não há nenhuma correlação com o meio ou material por onde circulam as linhas de fluxo.

Quando se faz necessário levar em consideração a influência do meio ou matéria que afeta a ação motriz de \mathcal{H} , deve se recorrer a uma medição experimental² para determinar a resposta de cada material à influência de valores crescentes de forças magneto motrizes sob a forma da \mathcal{H} .

Para essa finalidade, há a necessidade de introduzir o conceito da densidade de fluxo magnético (\mathcal{B}) que relaciona a quantidade de linhas de fluxo magnético (ϕ) que atravessa perpendicularmente uma seção de área conhecida (A) conforme descrito pela equação (4-2)

$$\mathcal{B} = \frac{\phi}{A} = \mu \mathcal{H} \quad (4-2)$$

Assim, a correlação experimental entre \mathcal{H} e \mathcal{B} se estabelece por meio da μ - permeabilidade magnética do meio [35]- que rege sobre a forma como as linhas de fluxo magnético permeiam a matéria.

Somente no ar é que a permeabilidade magnética tem um comportamento constante e igual a (4-3)

$$\mu_{ar} = \mu_0 \cong 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ [H/m]} \quad (4-3)$$

Principalmente para os materiais ferromagnéticos a permeabilidade magnética adquire um comportamento altamente dependente de \mathcal{H} e, experimentalmente, pode-se comprovar que esses materiais têm limitação definida e associada à sua capacidade de deixar permear linhas de fluxo magnético. À essa limitação se deu o nome de saturação. É por isso que o registro da ação da \mathcal{H} sobre o material foi denominada como curva de saturação [35].

Algebricamente, a relação entre a intensidade linear do campo magnético \mathcal{H} que excita o material e a densidade de fluxo \mathcal{B} medida numa seção desse material é dada por (4-4),

$$\mathcal{B} = \mu_m \mathcal{H} \quad (4-4)$$

$$\mu_m = \mu_0 \mu_r = f(\mathcal{H}) \quad (4-5)$$

Onde, por uma questão de sensibilidade de grandeza, define-se o conceito de permeabilidade relativa ($\mu_r \triangleq \mu_m / \mu_0$) do material em questão, fazendo uma associação com a permeabilidade magnética do ar. A título de ilustração, na Figura 4-1 se mostra a

² Quando observado em materiais ferromagnéticos, o levantamento da curva de saturação, em geral, faz-se empregando o quadro de Epstein.

curva de saturação e a sua correspondente curva de permeabilidade relativa de uma chapa de aço silício de M250-50A-50 Hz-C3.

Dessa forma, levando (4-2) em (4-1), a lei circuital de Ampere pode ser escrita como em (4-6)

$$\oint \mathcal{H} dl = \oint \frac{B}{\mu} dl = n i = \mathcal{F} \quad (4-6)$$

Que estabelece uma relação com a matéria por onde permeia o fluxo magnético.

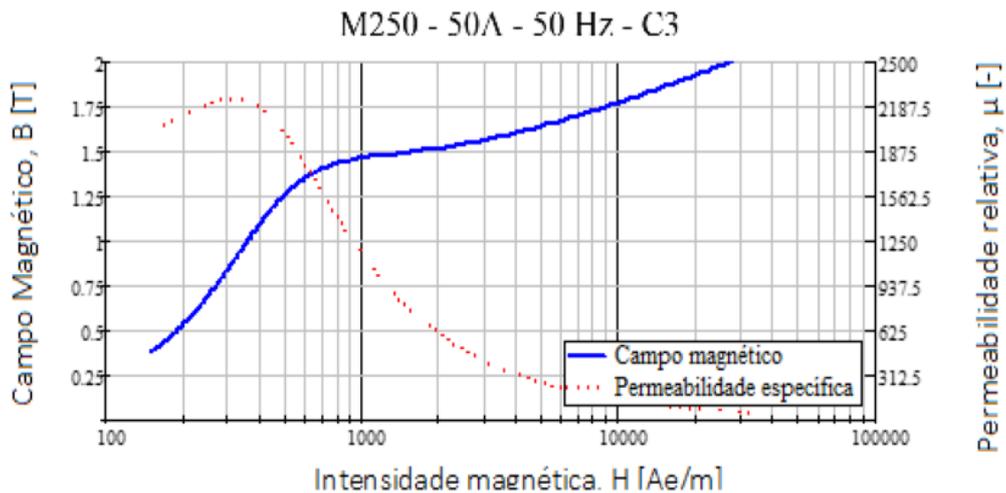


Figura 4-1 - Curva de saturação e permeabilidade relativa de uma chapa de aço silício M250-50A-50 Hz-C3 com 0,5 mm de espessura.

Fonte: [3]

4.4 A DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA

Um circuito eletromagnético como o da Figura 4-2, pode ser descrito por:

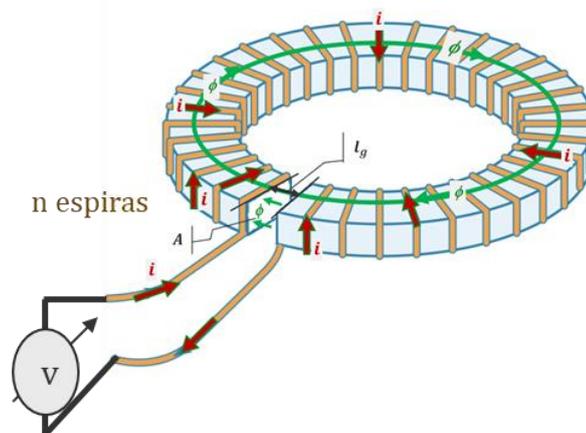


Figura 4-2 - Circuito eletromagnético

Fonte: [3]

$$v = R i + n \frac{d\phi}{dt} \quad (4-7)$$

Multiplicando ambos os lados por $i dt$

$$v i dt = R i^2 dt + n i d\phi \quad (4-8)$$

Tem-se a equação de conservação de energia associada ao esquema da Figura 4-2.

$$\partial W_{el} = \partial W_{Joule} + \partial W_{mag} \quad (4-9)$$

Onde:

∂W_{el} representa a energia elétrica de entrada, em [Ws];

∂W_{Joule} representa a energia de dissipação térmica;

∂W_{mag} representa a energia armazenada no campo magnético, em [Ws].

Aplicando a lei circuital de Ampere conforme equação (4-6) à estrutura da Figura 4-2, tem-se:

$$\oint_{l_{fe}} \frac{\mathcal{B}}{\mu_{fe}} dl + \oint_{l_g} \frac{\mathcal{B}}{\mu_0} dl = n i = \mathcal{F} \quad (4-10)$$

Na característica magnética do material ilustrado na Figura 4-1, pode-se constatar que para uma indução de 1,50 [T] a permeabilidade relativa desse material, comumente empregado em geradores de grande potência, é 1875 vezes maior que a permeabilidade do ar (μ_0). Se o entreferro no núcleo toroidal tivesse 10 % do caminho circunferencial médio de uma linha de fluxo, significaria que a força magnetomotriz necessária para magnetizar o núcleo ferromagnético seria de apenas 0,50 % e os outros 99,5 % do total da \mathcal{F} seriam investidos para pular ou magnetizar o ar do entreferro.

Isto posto, a (4-10) pode ser simplificada, sem nenhuma perda de mérito para o presente estudo. Assim, pode-se assumir que a \mathcal{F} necessária para magnetizar o circuito eletromagnético descrito na Figura 4-2 pode ser descrita por (4-11)

$$\oint_{l_g} \frac{\mathcal{B}}{\mu_0} dl = n i = \mathcal{F} \quad (4-11)$$

Que por sua vez tem impacto direto na ∂W_{mag} -e informa que a energia magnética no circuito se encontra predominantemente armazenada no entreferro. Portanto, como a permeabilidade do ar é constante e não satura, pode-se muito bem calcular a quantidade de energia requerida para magnetizar o entreferro. Para isso, bastará integrar a ∂W_{mag} até a condição do ϕ fluxo magnético desejado [36]. Assim,

$$W_{mag} = \int_0^{\phi} \mathcal{F} d\phi \quad (4-12)$$

Como se verifica em (4-11), essa expressão carece de qualquer informação relativa ao material por onde circula o fluxo magnético. Por isso, faz-se necessário introduzir algumas modificações em ∂W_{mag} . Assim, multiplicando e dividindo pelo volume ocupado pelo fluxo magnético no entreferro ($Vol = A l_g$), e rearranjando tem-se,

$$\partial W_{mag} = A l_g \left(\frac{n i}{l_g} \right) d \left(\frac{\phi}{A} \right) = A l_g \left(\frac{\mathcal{F}}{l_g} \right) d \left(\frac{\phi}{A} \right) = Vol \mathcal{H} dB \quad (4-13)$$

Donde pode-se definir o conceito conhecido como densidade volumétrica de energia. Para isso, bastará integrar a (4-13) na característica magnética do entreferro até alcançar o valor de B desejado,

$$WV_{mag} = \frac{W_{mag}}{Vol} = \int_0^B \mathcal{H} dB \quad (4-14)$$

A (4-2) quando aplicada ao entreferro adquire uma característica estritamente linear

$$B = \mu_0 \mathcal{H} \quad (4-15)$$

pois a permeabilidade do ar é constante. Donde, pode-se assumir uma característica magnética semelhante à ilustrada na Figura 4-3, de modo que a densidade volumétrica de energia em (4-14) pode ser escrita como,

$$WV_{mag} = \frac{W_{mag}}{Vol} = \frac{1}{2} \mathcal{H} B = \frac{1}{2} \frac{\mathcal{H}^2}{\mu_0} \quad (4-16)$$

Para entender como essa densidade volumétrica de energia armazenada no entreferro pode ser transformada em energia mecânica, faz-se necessário analisar um sistema rotativo simples.

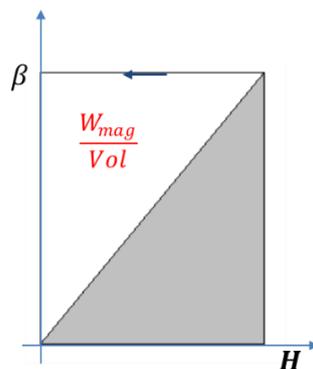


Figura 4-3 - Densidade volumétrica de energia no entreferro da Figura 4-2
Fonte: [3]

4.5 A MÁQUINA ELEMENTAR DE RELUTÂNCIA

Essa máquina pode ser encontrada na literatura [37] recebendo o título pomposo de sistema magnético de rotação síncrona alimentado por uma única fonte. As máquinas de relutância requerem uma fonte externa de corrente senoidal alternada, não possuem partida própria e a sua rotação mecânica tem que estar em sincronismo com o campo magnético pulsante que se manifesta pelo eixo d em consequência da corrente alternada.

Imagine um instante onde o eixo do rotor se encontra θ radianos à frente do eixo d, sob essas condições, o balanço energético do sistema ilustrado na Figura 4-4 pode ser descrito como (4-17)³

$$\partial W_{el} = \partial W_{Joule} + \partial W_{mag} + \partial W_{mec} \quad (4-17)$$

Ou seja, toda a energia elétrica que abastece a máquina é transformada em três tipos de energia: a ∂W_{Joule} energia de dissipação térmica; a ∂W_{mag} energia magnética armazenada no entreferro e, agora presente, a ∂W_{mec} energia mecânica.

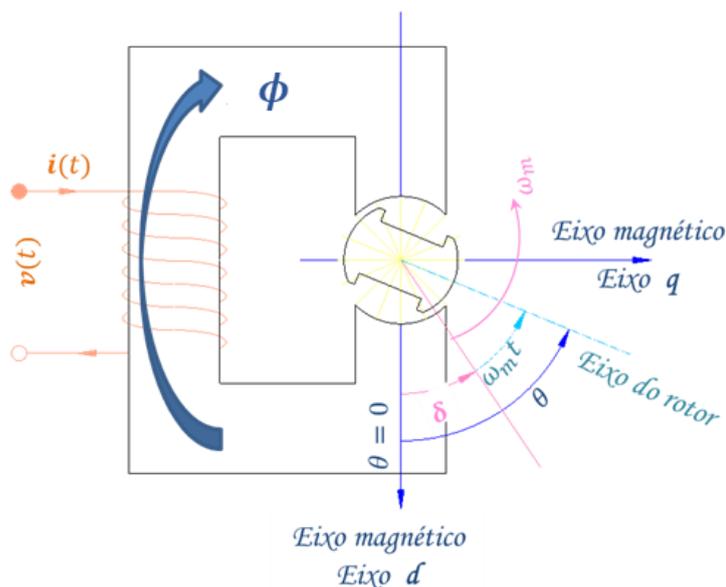


Figura 4-4 - Máquina síncrona de relutância

Fonte: [3]

Levando em consideração que as máquinas elétricas rotativas são projetadas de forma a minimizar as suas perdas, sendo normal que as mesmas sejam inferiores a 2 %, fica evidente que, para os propósitos deste estudo, as mesmas podem ser desconsideradas. Desse modo, a (4-18) pode ser escrita como em (4-19)

³ Sob essas circunstâncias, assume-se que as perdas de origem magnética e mecânica ou estão sob controle, ou bem, podem ser desconsideradas.

$$\partial W_{el} = \partial W_{mag} + \partial W_{mec} \quad (4-18)$$

Se levarmos em consideração a informação presente em (4-18) e a possibilidade de reescrever a variação da energia elétrica em função do fluxo, e que $v = n \cdot \frac{\partial \phi}{\partial t}$ então a ∂W_{el} pode ser escrita como:

$$\partial W_{el} = v i \partial t = \left(n \frac{\partial \phi}{\partial t} \right) i \partial t = n i \partial \phi \quad (4-19)$$

A seguir, se impusermos que todo o processo de conversão de energia ocorra sob uma condição de fluxo constante, isso implicaria em que a variação da energia elétrica seja zero: $\phi = ctte \rightarrow \partial \phi = 0 \rightarrow \partial W_{el} = 0$. Com isso, toda a energia magnética armazenada no entreferro seria igual ao débito de energia mecânica. Ou seja, transformar-se-ia em energia mecânica.

Com esse objetivo em foco, optar-se-á por manter a corrente da fonte constante, uma vez que isso significa manter o fluxo magnético também constante. Logo,

$$\left. \partial W_{el} \right|_{\phi = ctte} = 0 = \partial W_{mag} + \partial W_{mec} \quad \rightarrow \quad \partial W_{mag} = -\partial W_{mec} \quad (4-20)$$

Lembrando que em sistemas mecânicos rotativos a energia mecânica é igual ao trabalho, ou seja, $W_{mec} = \tau \theta$ (torque multiplicado pelo deslocamento angular equivale à força multiplicada pela distância e que caracteriza o conceito de energia na forma de trabalho). Assim, uma variação de energia mecânica, sob torque constante, pode adquirir algumas nuances muito interessantes,

$$W_{mec} = \mathcal{T} \cdot \theta \quad \rightarrow \quad \partial W_{mec} = \mathcal{T} \cdot \partial \theta \quad \rightarrow \quad \mathcal{T} = \frac{\partial W_{mec}}{\partial \theta} \quad (4-21)$$

Dividindo ambos os lados de (4-20) por $Vol \partial \theta$, onde Vol é o volume do entreferro em [m³], tem-se

$$\frac{\partial W_{mag}}{Vol \partial \theta} = -\frac{\partial W_{mec}}{Vol \partial \theta} = -\frac{\mathcal{T}}{Vol} \quad (4-22)$$

Lembrando que o conceito de densidade volumétrica energia, sob a sua forma descrita em (4-13) e levando em (4-22), vem

$$\frac{\mathcal{H} d\mathcal{B}}{\partial \theta} = -\frac{\mathcal{T}}{Vol} \quad (4-23)$$

Agora, considerando que a velocidade angular $\omega = \partial \theta / \partial t$ e levando em (4-23), pode-se reescrever essa expressão para adquirir uma leitura mais interessante,

$$-\frac{\mathcal{T}}{Vol} = \mathcal{H} \frac{dB}{\partial\theta} = \frac{\mathcal{H}}{\omega} \frac{dB}{\partial t} \quad (4-24)$$

Significando que, em um sistema mecânico rotativo, sempre que se possa manter um fluxo constante no entreferro, toda a densidade volumétrica de energia magnética armazenada será transformada em uma densidade volumétrica de energia mecânica, enquanto se mantém o rotor em movimento com uma velocidade angular constante. Como pode ser coligido de (4-24), sob fluxo magnético constante o processo de conversão de energia impõe um deslocamento tangencial da densidade de fluxo, o que justifica a necessidade de uma velocidade angular constante na máquina de relutância descrita na Figura 4-4.

4.6 A IDENTIDADE CONSTRUTIVA DE UMA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES

Para descrever o processo de conversão de energia em uma máquina elétrica rotativa, é necessário identificar a densidade volumétrica de energia.

Para essa finalidade, partindo do conceito de potência aparente de uma máquina síncrona (S_r) e da equação que rege a tensão entre fase e neutro induzida nos seus terminais (U_{fn}), obtém-se a expressão básica que orienta o dimensionamento eletromagnético de uma máquina síncrona de polos salientes.

4.7 A DENSIDADE VOLUMÉTRICA DE ENERGIA NUMA MÁQUINA SÍNCRONA

A potência aparente de um gerador síncrono conectado em estrela é dada por:

$$S_r = 3 \frac{U_{ff}}{\sqrt{3}} I_{fn} = 3 U_{fn} I_{fn} \quad (4-25)$$

Quando a forma de onda da distribuição circunferencial da densidade de linhas de fluxo magnético adquire uma forma senoidal, demonstra-se que a tensão de fase-neutro (U_{fn}) pode ser escrita como:

$$U_{fn} = \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \tau_p f k_w N_{ph} \beta_{max} \quad (4-26)$$

$$\tau_p = \frac{\pi D_i}{2 p} \quad (4-27)$$

$$f = p \frac{n_n}{60} \quad (4-28)$$

$$N_{ph} = \frac{N_s N_{tc}}{m a} \quad (4-29)$$

Onde:

l_{est} é o comprimento axial bruto do núcleo do estator, em [m];

τ_p é o passo polar, em [m];

D_i é o diâmetro interno do núcleo do estator, em [m];

p é o número de pares de polos, [-];

f é a frequência do gerador, em [Hz];

n_n é a rotação nominal do gerador, em [rpm];

k_w é o fator de enrolamento, [-]

N_{ph} é o número de espiras em séries por fase, [-];

N_s é o número de ranhuras do estator, [-];

N_{tc} é o número de espiras por bobina, [-];

m é o número de fases, [-];

a é o número de circuitos em paralelo por fase, [-].

β_{max} é o valor de pico da densidade de fluxo magnético quando observado sobre a linha do entreferro médio, em [T].

Levando (4-26) em (4-25) e após alguns arranjos convenientes,

$$S_r = 3 \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \left(\frac{\pi D_i}{2p} \right) f k_w \left(\frac{N_s N_{tc}}{m a} \right) \beta_{max} I_{fn} \quad (4-30)$$

$$S_r = \sqrt{2} \left(\frac{\pi D_i^2}{4} l_{est} \right) \left(\frac{2\pi f}{p} \right) \left(k_w \frac{N_s 2 N_{tc}}{\pi D_i} \frac{I_{fn}}{a} \right) \beta_{max} \quad (4-31)$$

Dessa forma, a expressão (4-31) nos permite descrever a potência aparente de um gerador incluindo as suas dimensões físicas principais e os fenômenos eletromagnéticos que ocorrem no entreferro.

Na (4-31) pode-se identificar um volume,

$$Vol = \frac{\pi D_i^2}{4} l_{est} \quad (4-32)$$

que envolve todo o cilindro contido dentro do diâmetro interno do estator. Na prática, numa máquina síncrona, de 85 % a 90 % da força magneto motriz é investida para magnetizar o entreferro. Desse modo, no contexto da (4-31) pode-se considerar esse volume como sendo o contido no entreferro da máquina. Pode-se também identificar a velocidade angular mecânica

$$\omega_{mec} = \frac{2\pi f}{p} \quad (4-33)$$

e, restrito ao conceito de densidade volumétrica de energia, identifica-se uma expressão associada à corrente que circula por uma perna de paralelo que, em conjunto com as

outras fases, dá origem ao campo magnético girante, ao qual será denominado como intensidade magnética linear efetiva

$$\mathcal{H}_{ef} = k_w \frac{N_s 2 N_{tc}}{\pi D_i} \frac{I_{fn}}{a}. \quad (4-34)$$

Incorporando esses conceitos em (4-31), obtém-se uma descrição para a densidade volumétrica de energia,

$$S_r = \sqrt{2} (Vol) (\omega_{mec}) (\mathcal{H}_{ef}) \beta_{max} \quad (4-35)$$

$$\frac{\tau}{Vol} = \frac{S_r}{Vol \omega_{mec}} = 2\sqrt{2} \frac{\mathcal{H}_{ef} \beta_{max}}{2} = 2\sqrt{2} WV_{mag} \quad (4-36)$$

A expressão (4-36) merece uma reflexão:

As máquinas síncronas são dimensionadas para suprir o torque mecânico e não para atender a sua potência;

- i. Informa que o volume físico onde se encontra armazenado o campo magnético deve ter capacidade suficiente para abrigar o processo eletromagnético de conversão de energia

$$WV_{mag} = \frac{W_{mag}}{Vol} = \frac{1}{2} \mathcal{H} \mathcal{B} \quad (4-37)$$

sem ultrapassar os limites térmicos e/ou magnéticos dos materiais envolvidos.

- ii. Em \mathcal{H} da equação (4-34) a expressão $k_w N_s 2 N_{tc}$ representa a quantidade de condutores que conduzem corrente sobre a circunferência interna do estator $\pi \cdot D_i$ e que contribuem para sua efetiva transformação em força magneto motriz. Por tanto, o volume definido pelo diâmetro interno do estator deverá ser capaz de conter todos os condutores efetivos dentro das restrições térmicas contratadas;
- iii. As restrições infligidas pela saturação magnética dos materiais ferromagnéticos que compõem o circuito magnético da máquina são impostas por β_{max} , embora este seja o valor de pico do campo magnético no entreferro.

Todavia, essa visão acadêmica de uma identidade que permitiria, sem perda de mérito, dimensionar as máquinas síncronas, é algo recente. Os pioneiros no projeto e construção de máquinas elétricas rotativas nos legaram uma expressão contextualmente semelhante, a que denominaram como identidade construtiva do gerador, como será visto a seguir.

4.8 A IDENTIDADE CONSTRUTIVA DO GERADOR

O empenho em desenvolver uma identidade que permita governar o dimensionamento eletromagnético de uma máquina elétrica rotativa não é nada atual e remonta ao final do século XIX. Tudo indica que foi Mr. W. B. Esson [31], membro da *Institution of Electrical Engineers*, quem, de forma pioneira, teria se dedicado a desvendar essa identidade sem registros do seu sucesso.

Contudo, foi J. H. Walker [33] quem na década de 1960, nos legou a sua expressão mais madura, junto com o que ele denominou de *output coeficiente*. Em referências posteriores pode-se encontrar um autor alemão [38] denominando essa mesma grandeza de *Esson number*, em uma justa homenagem ao pioneiro Mr. W. B. Esson.

Para apreciar a identidade construtiva do gerador, reescrever-se-á a (4-31) incluindo o conceito de revoluções por minuto n_n no lugar da frequência. Para isso, tem-se que lembrar da equação (4-28) assim,

$$S_r = \frac{\pi^2}{60\sqrt{2}} (D_i^2 l_{est}) (n_n) k_w \left(\frac{N_s 2 N_{tc} I_{fn}}{\pi D_i a} \right) \beta_{max} \quad (4-38)$$

Donde se deriva a identidade construtiva no formato mais empregado na indústria de fabricantes de grandes geradores síncronos.

$$\frac{S_r}{D_i^2 l_{est} n_n} = \frac{\pi^2}{60\sqrt{2}} k_w \left(\frac{N_s 2 N_{tc} I_{fn}}{\pi D_i a} \right) \beta_{max} \quad (4-39)$$

Que de uma forma precária, lembra o conceito de densidade volumétrica de energia. Uma vez que S_r/n_n lembra o conceito de torque e $D_i^2 l_{est}$ envolve as dimensões construtivas do volume do entreferro.

Nesse contexto, pode-se definir uma grandeza muito popularmente conhecida por vários nomes que representam o mesmo significado, como: *fator de aproveitamento*, *fator de utilização*, *constante da máquina*, ou mesmo, *número de Esson*,

$$C \triangleq \frac{S_r}{D_i^2 l_{est} n_n} \quad (4-40)$$

Ainda pode ser encontrada sob outra notação, também deduzida a partir de (4-31)

$$C_{pp} \triangleq \frac{S_r}{D_i^2 l_{est} 2p} \quad (4-41)$$

A expressões (4-40) e (4-41), por envolver dimensões básicas, têm uma grande penetração na comunidade de engenheiros, pois com ela se consegue formar um banco de dados muito poderoso [39].

Já o lado direito da identidade (4-39) requer algumas observações:

k_w representa o fator de enrolamento estatístico que, na atualidade, é formado por duas camadas de espiras distribuídas, com passo encurtado, para formar um polo [37]. Dentro dessas limitações construtivas, o valor ideal que se pode conseguir é 0,9215 quando o passo de espira coincide com 5/6 para enrolamento imbricado e 5/6 ou 7/6 para enrolamento ondulado, condição em que se consegue otimamente mitigar a influência das 5ª e 7ª harmônicas da reação de armadura ou da tensão induzida nos terminais do gerador. Particularmente, na opção por enrolamento tipo ondulado, poderão encontrar-se valores próximos de 0,945.

$$A_i \triangleq \frac{N_s 2 N_{tc}}{\pi D_i} \frac{I_{fn}}{a} \quad (4-42)$$

A exemplo da definição da intensidade magnética \mathcal{H} que relaciona a força magneto motriz com o comprimento observado de uma linha de fluxo magnético, aqui se define A_i -intensidade linear de corrente- como uma grandeza que relaciona a corrente que flui tangencialmente dentro do perímetro interno do núcleo do estator, com a circunferência que abrange essa corrente. Para sua compreensão, pode-se imaginar todos os condutores das ranhuras do estator conduzindo a mesma corrente (I_{fn}/a), como se fosse um cilindro oco de diâmetro D_i e de espessura igual a altura radial da ranhura por onde, tangencialmente, circula a corrente de um circuito paralelo, logo a ação dessa corrente é relacionada com a circunferência da sua influência. Tradicionalmente, esse valor é mantido dentro de um intervalo ($60 \leq A_i \leq 85$) [A/mm]

β_{max} representa o valor de pico de um campo magnético senoidal, medido sobre a linha média do entreferro. Nas máquinas modernas, é possível encontrar fabricantes praticando, para a 1ª harmônica do campo sem carga, valores em torno de $\beta_{max} = 1,20$ [T]

Levando esses conceitos para a (4-39) obtém-se

$$C = \frac{\pi^2}{60\sqrt{2}} k_w A_i \beta_{max} = \frac{\pi^2}{60} k_w A_i \beta_{rms} \quad (4-43)$$

Para campos não senoidais, como os quase trapezoidais encontrados na prática e ilustrados na Figura 4-5, a (4-43) precisa ser modificada para contemplar essa condição de forma,

como:

$$k_{ff} = \frac{\beta_{rms}}{\beta_{avg}} \quad (4-44)$$

$$\alpha_i = \frac{\beta_{avg}}{\beta_{max}} \quad (4-45)$$

$$\beta_{rms} = k_{ff} \beta_{avg} = k_{ff} \alpha_i \beta_{max} \quad (4-46)$$

Logo:

$$C = \frac{\pi^2}{60} k_w A_i \beta_{rms} = \frac{\pi^2}{60} k_w A_i (k_{ff} \beta_{avg}) = \frac{\pi^2}{60} k_w A_i k_{ff} \frac{\phi_{avg}}{l_{est} \tau_p} \quad (4-47)$$

$$FC = \frac{\pi^2}{60} k_w A_i k_{ff} \frac{\phi_{avg}}{l_{est} \tau_p} \quad (4-48)$$

$$FC = \frac{\pi^2}{60} k_{ff} \alpha_i k_w A_i \beta_{max} \quad (4-49)$$

As expressões em (4-48) e (4-49) são menos divulgadas e será denominado como **fator de construção** da máquina.

Onde:

β_{max} como a forma de onda do campo magnético não é mais senoidal, o valor de pico deve corresponder ao representado pela onda real conforme ilustrado na Figura 4-5. Nesse contexto, quando o gerador está operando a vazio e com tensão nominal, na época presente é possível encontrar valores de até 1,10 [T].

k_{ff} é conhecido como fator de forma por relacionar o valor efetivo β_{rms} com o valor médio β_{avg} do semiperíodo da forma de onda do campo magnético. Na prática pode assumir valores em torno de 1,12.

ϕ_{avg} é o fluxo magnético necessário para induzir a tensão nominal de fase-neutro numa perna de paralelo envolvendo N_{ph} espiras por perna de paralelo por fase.

$$\phi_{avg} = \frac{U_{ff}}{4 \sqrt{3} k_{ff} f k_w N_{ph}} \quad (4-50)$$

α_i é conhecido como fator de encerramento polar ou fator de cobertura polar e se o define na Figura 4-5 de modo que

$$\tau_p \beta_{avg} = \alpha_i \tau_p \beta_{max} \quad (4-51)$$

Podem ser encontrados valores para α_i próximos a 0,745.

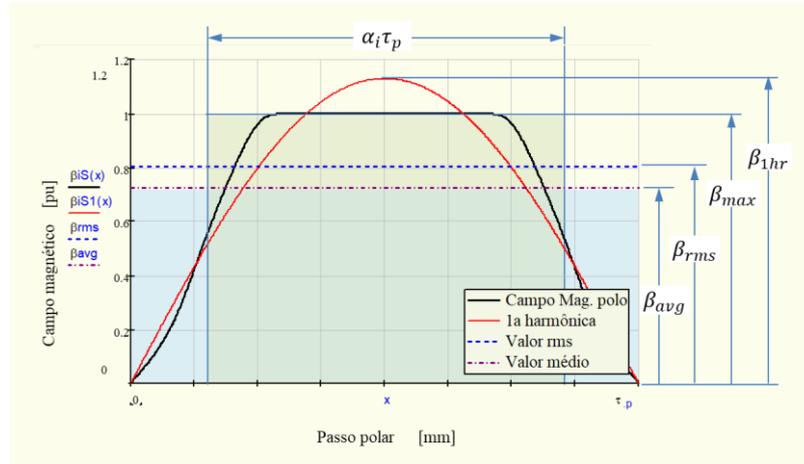


Figura 4-5 – Campo magnético sobre a linha do entreferro de um polo
Fonte: [3]

Todavia, antes de continuar, faz-se necessário uma reflexão para associar o fator de cobertura da 1ª harmônica de campo ($\alpha 1_i$) com o valor correspondente ao da forma real (α_i).

Para isso há que ponderar que a tensão senoidal induzida nos terminais do gerador é assegurada pela 1ª harmônica do campo magnético, pois o enrolamento do estator, pela sua topologia e o arranjo de conexão estrela, comportando-se como um filtro, mitigará efetivamente as harmônicas ímpares e as 5ª e 7ª harmônicas. Donde decorre a necessidade de assegurar que o fator de cobertura do campo magnético tenha capacidade de induzir a tensão efetiva nos terminais do gerador.

Assim, tem que se verificar que:

$$\beta_{1_{rms}} = \beta_{rms} \quad (4-52)$$

Foi visto que:

$$\beta_{rms} = k_{ff} \beta_{avg} = k_{ff} \alpha_i \beta_{max} \quad (4-53)$$

Logo:

$$k_{fs} \alpha 1_i \beta_{1_{max}} = k_{ff} \alpha_i \beta_{max} \quad (4-54)$$

Onde:

k_{fs} é o fator de forma de uma onda senoidal

$$k_{fs} = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} \quad (4-55)$$

$\alpha 1_i$ é o fator de encerramento de uma senoide

$$\alpha 1_i = \frac{2}{\pi} \quad (4-56)$$

Assim,

$$\alpha_i = \alpha 1_i \frac{k_{fs}}{k_{ff}} \frac{\beta 1_{max}}{\beta_{max}} = \frac{\beta 1_{max}}{\sqrt{2} k_{ff}} \quad (4-57)$$

Isso porque em estudos normalizados como o mostrado na Figura 4-5 o valor máximo da forma de onda do campo magnético sobre a linha do entreferro sempre será $\beta_{max} = 1$ e $\beta 1_{max}$ corresponde ao valor da amplitude da sua 1ª harmônica.

4.9 INTENSIDADE LINEAR DE CORRENTE

A exemplo da definição da intensidade magnética \mathcal{H} que relaciona a força magneto motriz com o comprimento observado de uma linha de fluxo magnético, aqui se define A_i - *intensidade linear de corrente* [3] (4-42) como uma grandeza que relaciona a corrente que flui tangencialmente dentro do perímetro interno do núcleo do estator, com a circunferência que abrange essa corrente. Para sua compreensão, pode-se imaginar todos os condutores das ranhuras do estator conduzindo a mesma corrente (I_{fn}/a), como se fosse um cilindro oco de diâmetro D_i e de espessura igual a altura radial da ranhura por onde, tangencialmente, circula a corrente de um circuito paralelo, logo a ação dessa corrente é relacionada com a circunferência da sua influência. Tradicionalmente, esse valor é mantido dentro de um intervalo ($60 \leq A_i \leq 85$) [A/mm]

4.10 PRINCÍPIOS DE AQUECIMENTO NA MÁQUINA SÍNCRONA

4.10.1 INTRODUÇÃO AOS PRINCÍPIOS DE AQUECIMENTO

Assumir-se-á que todo o calor produzido pelas perdas magnéticas do núcleo do estator será dissipado pela sua superfície externa. Dessa forma, a elevação de temperatura do estator será consequência das perdas por efeito Joule no enrolamento do estator e se admitirá que todo esse calor seja dissipado pela superfície interna do enrolamento, incluindo as cabeças de bobina.

As perdas no cobre do enrolamento estático que dão origem ao efeito Joule podem ser descritas como,

$$P_{cu} = R_b I_b^2 = \rho_b \frac{l_w}{A_b} I_b^2 \quad (4-58)$$

Onde, com apoio da Figura 4-6, tem-se:

l_w é o comprimento total do condutor contido no enrolamento do estator, em [m];

$$l_w = 2 l_b N_s N_{tc} \quad (4-59)$$

A_b é a seção do material condutor de uma espira, em $[m^2]$;

I_b é a corrente contida dentro de uma semibobina, em [A]. Se o enrolamento for composto de barras Roebel então $N_{tc} = 1$;

$$I_b = \frac{I_{fn}}{a} \quad (4-60)$$

ρ_b é a resistividade do condutor presente no enrolamento estático, em $[\Omega \cdot m^2/m]$;

Num ambiente adiabático, as perdas por efeito Joule se transformam em calor promovendo uma elevação de temperatura ΔT seguindo a (4-61),

$$P_{cu} = \alpha_k A_{dis} \Delta T \quad (4-61)$$

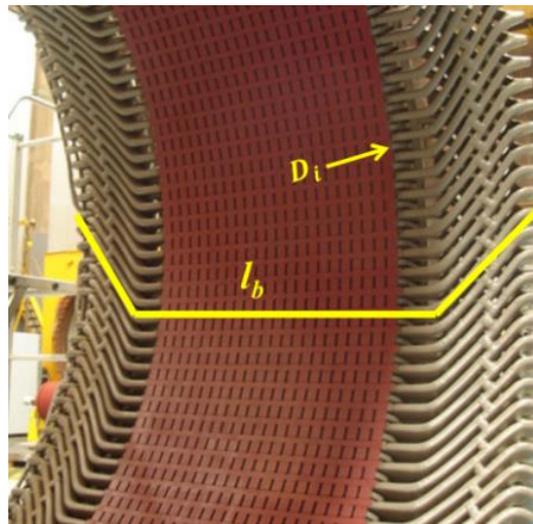


Figura 4-6 – Superfície de dissipação de calor do enrolamento do estator

Fonte: [3]

Onde:

α_k representa o coeficiente de transferência de calor, em $[W/m^2K]$;

A_{dis} , de acordo como a Figura 4-6, representa a superfície interna de dissipação de calor do enrolamento do estator, em $[m^2]$.

$$A_{dis} = \pi D_i l_b \quad (4-62)$$

ΔT é a elevação de temperatura do enrolamento, em [K].

Levando (4-61 em (4-58), tem-se que a elevação da temperatura do estator pode ser aproximada por

$$\Delta T = \frac{P_{cu}}{\alpha_k A_{dis}} = \frac{\rho_b}{\alpha_k} \frac{I_b}{A_b} \left(\frac{2 N_s N_{tc}}{\pi D_i} \frac{I_{fn}}{a} \right) \quad (4-63)$$

$$\Delta T = \frac{\rho_b}{\alpha_k} J_b A_i = \alpha_{CS} \mathcal{K}\pi_s \quad (4-64)$$

Onde:

J_b é a densidade de corrente na espira, em $[A/m^2]$

$$J_b \triangleq \frac{I_b}{A_b} \quad (4-65)$$

α_{CS} é o fator de dissipação de calor da máquina, em $[(K \text{ mm}^3)/A^2]$

$$\alpha_{CS} \triangleq \frac{\rho_b}{\alpha_k} \quad (4-66)$$

Pode ser considerado como um *fator de dissipação de calor da máquina* e que, de modo mais amplo, envolve inclusive a efetividade do sistema de resfriamento da máquina;

$\mathcal{K}\pi_s$ é a capa de corrente, em $[A^2/m^3]$

$$\mathcal{K}\pi_s \triangleq J_b \cdot A_i \quad (4-67)$$

Classicamente é conhecida como *capa de corrente* [3], representa o calor produzido por efeito Joule num cilindro oco de comprimento l_b , diâmetro interno D_i e com uma espessura igual a altura da ranhura do estator, por onde circula tangencialmente a corrente de uma perna de paralelo. Assim, pode-se pensar como sendo o calor produzido dentro desse cilindro que será resfriado pela condição de ventilação da unidade, definido pelo fator de dissipação de calor da máquina (α_{CS})

Uma constatação importante em (4-63) nos ilustra que o comprimento do núcleo do estator terá pouca influência no aquecimento do estator, e que ele é inversamente proporcional ao seu diâmetro interno.

4.10.2 APLICAÇÃO CONSTRUTIVA DA CAPA DE CORRENTE

Até o advento das soluções computacionais, o cálculo estimativo da elevação de temperatura do enrolamento do estator era feito controlando-se o valor da capa de corrente, mantendo-a dentro de certos limites consequentes da condição dos seus parâmetros primários.

Para ilustrar esse conceito, foi realizado um levantamento estatístico em 10 geradores com $(260 \leq S_r/n_n \leq 125000)$ e potências entre 100 MVA e 950 MVA, todas fabricadas entre 1970 e 2016 [11].

Mantendo as unidades praticadas na indústria, constata-se a adoção de domínios seguros para as variáveis que compõem a capa de corrente, conforme destacado a seguir:

J_b densidade de corrente na espira, geradores resfriados com ar	$(2,90 \leq J_b \leq 4,5)$	$[A/mm^2]$
A_i intensidade linear de corrente	$(60 \leq A_i \leq 85)$	$[A/mm]$

Logo, tem-se:

$\mathcal{K}\pi_s \triangleq J_b \cdot A_i$ capa de corrente, resulta do produto do menor valor de J_b com o maior valor de A_i e vice-versa	$(246 \leq \mathcal{K}\pi_s \leq 270)$	$[A^2/mm^3]$
--	--	--------------

Há que se salientar que todos esses geradores tiveram os seus aquecimentos calculados com a utilização de redes de ventilação e aquecimento. Naturalmente que as máquinas de maior S_r/n_n tiveram os seus cálculos de aquecimento e ventilação corroborados por estudos de CFD (Computational Fluid Dynamics) [11]. Portanto, os valores apresentados podem ser aplicados a estudos preliminares com muita segurança.

O estudo da capa de corrente desse conjunto de geradores apontou para um valor médio de $255 [A^2/mm^3]$ mostrando a prática comum de controlar o produto do menor valor de J_b com um outro maior de A_i e vice-versa, conforme mostrado na Tabela 4-1.

Ainda trabalhado sobre a (4-64), a busca por um domínio para α_{CS} fator de dissipação de calor conduziu a duas situações: à referente ao valor calculado e àquela associada ao valor garantido, ambos para a elevação de temperatura do enrolamento do estator [11].

As temperaturas garantidas são as previstas na IEEE C50.12 [18] e IEC 60034-33 [14] para a classe 130 (B), de elevação de temperatura, corrigidas conforme o nível de tensão nominal. Já os valores calculados sofreram influência das penalidades associadas às garantias de rendimento e elevação de temperatura. Amparados nessas restrições, encontra-se um universo de valores no qual orbitam os valores do fator de dissipação de calor, conforme Tabela 4-1.

Tabela 4-1 - Universo observado para a capa de corrente

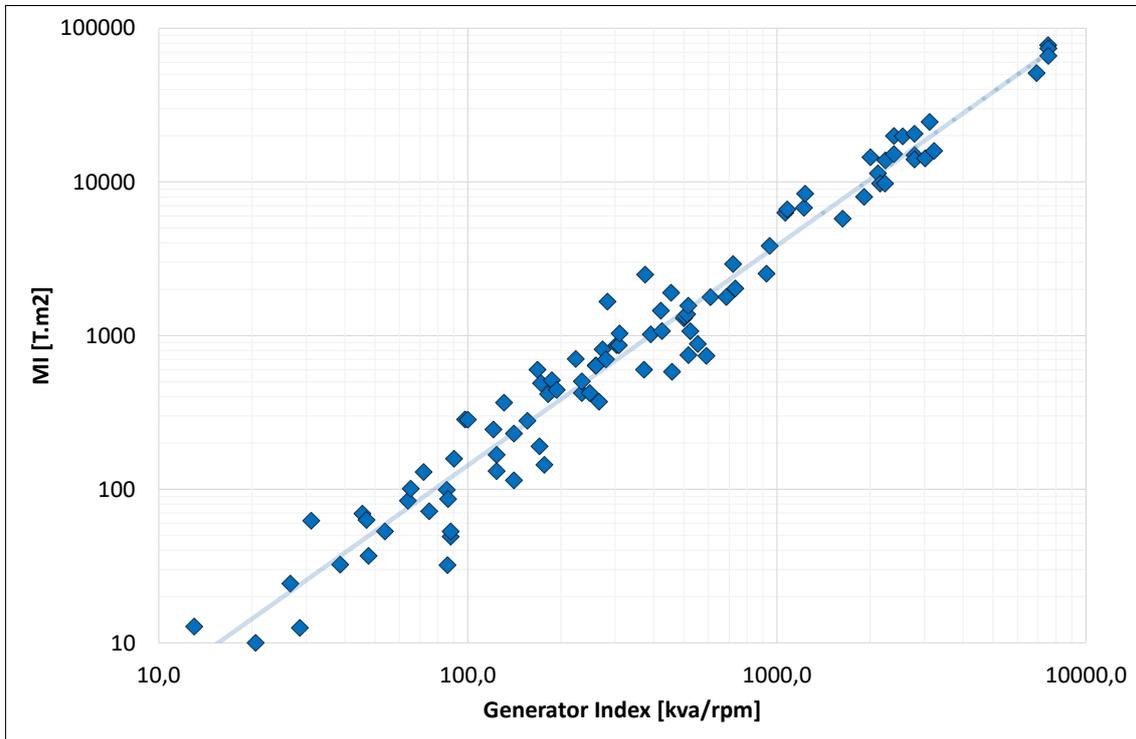
$\Delta T = \frac{\rho_b}{\alpha_k} J_b A_i = \alpha_{CS} \mathcal{K}\pi_s$ [K]	Mínimo	Médio	Máximo
$\mathcal{K}\pi_s$ capa de corrente $[A^2/mm^3]$	246	255	274
α_{CS} para ΔT calculado $[(K mm^3)/A^2]$	0,20	0,24	0,29
α_{CS} para ΔT garantido $[(K mm^3)/A^2]$	0,28	0,30	0,42
ΔT estimado para representar o valor calculado	49	61	80 ^(*)
ΔT estimado para representar o valor garantido	69	77	115 ^(*)

^(*) significa que se na máquina de referência forem encontrados valores elevados de α_{CS} então o valor da $\mathcal{K}\pi_s$ deverá ser mais moderado e não estar no seu valor máximo.

Fonte: [3]

4.11 MOMENTO DE INÉRCIA E CONSTANTE DE INÉRCIA

Uma breve coletânea de geradores com $(100 < S_r < 1000)$ MVA e $(50 < S_r/n_n < 7000)$ kVA/rpm permitiu obter a distribuição de pontos para o momento de inércia J em função de um índice do gerador obtido na rotação nominal (S_r/n_n) [39], conforme ilustrado na Figura 4-7.



$$S_r/n_n$$

Figura 4-7 - Momento de inércia em função de S_r/n_n

Fonte: [39]

Na Figura 4-7 é importante observar que cada um dos pontos ilustrados representa um gerador fabricado e em operação. Da linha de tendência da Figura 4-7, pode-se obter uma equação referencial para prospectar o momento de inércia, em $[t m^2]$:

$$J = 0,197 (S_r/n_n)^{1,4301} \quad (4-68)$$

O conceito de constante de inércia H está estritamente relacionado com o da quantidade de energia cinética armazenada no rotor em $[kW.s]$, quando ele é descrito de forma normalizada em valores relacionados com a potência aparente do gerador em $[kVA]$.

Baseado no valor do J estimado acima, a constante de inércia H em $[s]$ será:

$$H = \frac{1}{2} \frac{J}{S_r} \left(\frac{2 \pi n_n}{60} \right)^2 \quad (4-69)$$

4.12 DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR E COMPRIMENTO AXIAL DO NÚCLEO

4.12.1 INTRODUÇÃO AO DIMENSIONAMENTO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR

Como ilustrado na identidade construtiva e no princípio de aquecimento do enrolamento do estator, o diâmetro interno do estator tem um papel determinante na definição do arcabouço do gerador.

Além de definir as condições de aquecimento, o diâmetro interno do estator também é determinante para definir o momento de inércia do rotor. Se o projeto do gerador dependesse unicamente da inércia e do aquecimento, então poder-se-ia imaginar que, quanto maior for o diâmetro, melhor será a solução do gerador.

Todavia, tem-se que ponderar:

As perdas por atrito viscoso, dentro do conceito de perdas de ventilação, variam com a quarta potência do e com o cubo da rotação nominal. Isso deve nos alertar a controlar o diâmetro em função da rotação para não distorcer a importância relativa das perdas na composição do rendimento.

A tensão mecânica devido à tração radial, a força centrífuga imposta pela massa dos polos e da coroa magnética do rotor, é outro conceito que deve ser avaliado sistematicamente pois, embora já se possa contar no mercado com aços laminados de 5 mm de espessura e com tensões de escoamento que chegam a 900 MPa, a sua aplicação deve ser objeto de uma profunda reflexão, uma vez que para valores mais elevados de tensão de escoamento, menores são os índices de elasticidade desses materiais.

Deverá ser previsto a passagem da maior peça da turbina pelo diâmetro interno do estator do gerador.

Pela experiência adquirida em anos de profissão, a velocidade periférica de geradores de grande porte projetados nos últimos 40 anos tem indicado uma velocidade $V_p < 180 \text{ m/s}$.

4.12.2 O DIÂMETRO DO ESTATOR IMPOSTO PELO MOMENTO DE INÉRCIA ESPECIFICADO

O momento de inércia de um toróide sólido de seção retangular, conforme mostrado na Figura 4-8, pode ser calculado a partir de (4-70):

$$J = \rho_{Fe} \frac{Vol_{cm}}{2} (R_{ext}^2 + R_{int}^2) \quad (4-70)$$

$$Vol_{cm} = \pi l_s (R_{ext}^2 - R_{int}^2) \quad (4-71)$$

Onde: $\rho_{Fe} = 7,85 \text{ [Ton/m}^3\text{]}$ é a densidade do aço e Vol_{cm} é o volume do toróide formado pela coroa magnética e pelos polos, conforme se mostra na Figura 4-8.

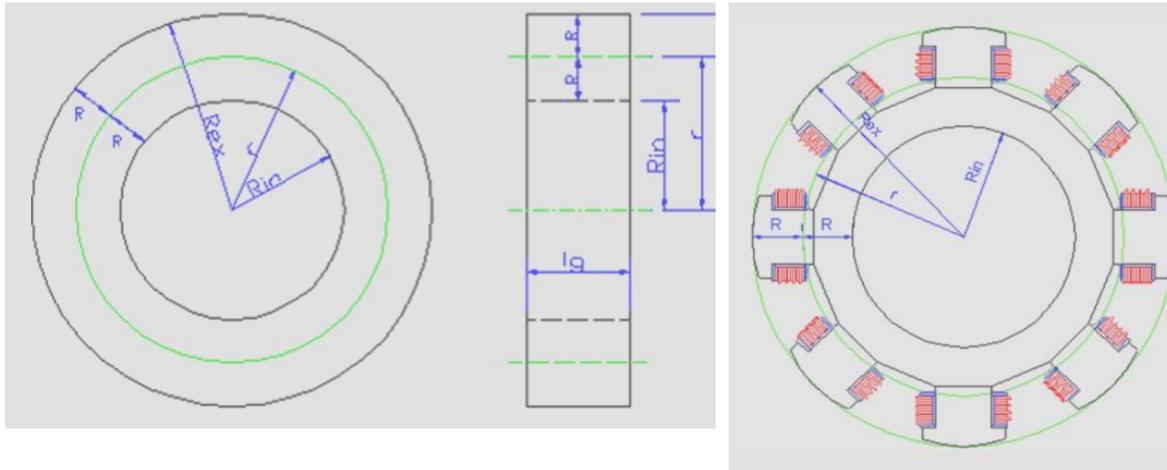


Figura 4-8 - Dimensões de um toróide sólido emulando o conjunto coroa magnética e polos.

Fonte: [3]

Aplicando-se o conceito descrito em (4-70) à estrutura da coroa magnética do rotor junto com os seus polos, seguindo a Figura 4-8, então pode-se definir:

$$R_{ext} = r + R \quad (4-72)$$

$$R_{int} = r - R \quad (4-73)$$

$$k_j = \frac{r}{R} \quad (4-74)$$

Onde k_j é definido como constante do raio de giração do rotor.

Levando os conceitos definidos em (4-74) dentro da (4-70), obtém-se:

$$J = \rho_{Fe} \frac{\pi l_s}{2} (R_{ext}^4 - R_{int}^4) \quad (4-75)$$

$$J = \rho_{Fe} \frac{\pi l_s}{4} D_i^4 \left[\frac{k_j^3 + k_j}{(k_j + 1)^4} \right] \quad (4-76)$$

$$J = \frac{\pi}{4} \rho_{Fe} \frac{1}{C} \left(\frac{S_r}{n_n} \right) D_i^2 \Delta k_j \quad (4-77)$$

Em (4-77) pode-se imaginar Δk_j como um indicador de quão densamente estão distribuídos os polos na periferia do anel magnético do rotor.

$$\Delta k_j = \frac{(k_j^3 + k_j)}{(1 + k_j)^4} \quad (4-78)$$

Sendo I_g o índice do gerador obtido na rotação de disparo (n_d)

$$I_g \triangleq S_r/n_d \quad (4-79)$$

uma breve coletânea de geradores [39] com $(100 < S_r < 1000)$ e $(250 < I_g < 12500)$ [kVA/rpm] permitiu obter a distribuição de pontos para k_j , conforme ilustrado na Figura 4-9, cuja linha de tendência pode ser aproximada por (4-80). Observe que na Figura 4-9 os pontos em azul representam geradores fabricados que por motivos contratuais tiveram o seu valor de momento de inércia diferente daquele que naturalmente seria obtido num projeto padrão.

$$k_j = 3,6 \ln\left(\frac{S_r}{n_d}\right) - 13 \quad (4-80)$$

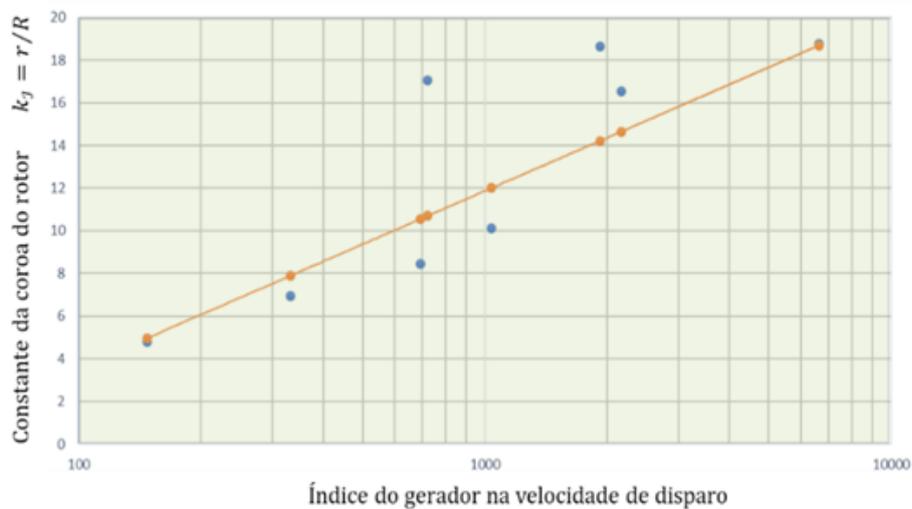


Figura 4-9 - Constante do raio de giração do rotor em função do índice do gerador na velocidade de disparo.

Fonte: [3]

Assim tem-se na equação (4-80) uma expressão prática que nos permite obter uma expectativa de valor do momento de inércia em função do índice do gerador. Na ausência de qualquer outra informação relevante, esse valor pode muito bem ser adotado na (4-77). Dessa forma, para lidar com a equação (4-77) tem-se condições de obter valores dos nossos bancos de dados. Assim,

- . Fator de utilização;
- . A densidade do ferro $\rho_{Fe} = 7,85 \text{ t/m}^3$ e,
- . k_j pode ser obtido de (4-80) para calcular Δk_j

Com esses argumentos, a expressão (4-77) pode ser rearranjada para pôr D_i em evidência,

$$D_{i \text{ ref}} = \sqrt{\frac{4 J C}{\pi \rho_{Fe} I_g \Delta k_j}} \quad (4-81)$$

Então, têm-se duas possibilidades para obter um primeiro valor estimativo para o diâmetro interno do gerador. O estimado pela (4-81) e o outro em base ao limite da velocidade periférica tangencial no disparo. Devem-se calcular os dois e utilizar o menor.

4.12.3 ESTIMATIVA DO COMPRIMENTO AXIAL DO NÚCLEO DO ESTATOR

Para o cálculo do comprimento axial do núcleo do estator (alguns chamam de altura do núcleo) parte-se do fator de aproveitamento, e do diâmetro interno do estator estimado no item anterior.

$$C = \frac{S_r}{D_i^2 l_{est} n_n}$$

$$l_{est} = \frac{S_r}{D_i^2 C n_n}$$

4.13 ENTREFERRO

O entreferro é um dos pontos mais importante no dimensionamento de um gerador em termos elétrico e mecânico. É responsável por aproximadamente 90 % da Força Magneto Motriz (FMM) do circuito magnético, tem grande impacto no empuxo magnético, nas perdas, no rendimento e no aquecimento do gerador.

O projetista elétrico tende a utilizar o menor entreferro, enquanto o projetista mecânico prefere maiores valores para o entreferro.

Portanto é importante definir o “entreferro natural” segundo a boa prática experimental aprendida dos nossos mentores da Brown Boveri Co. Nesse conceito, o entreferro mínimo δ_m se relaciona com o passo polar τ_p de modo que:

$$\left(0,03 \leq \frac{\delta_m}{\tau_p} \leq 0,05 \right) \quad (4-82)$$

Uma outra regra de ouro que se acostuma utilizar para valores mínimos de entreferro é dada por:

$$\delta_m = 1,5\% D_i \text{ com} \quad (4-83)$$

Com D_i dado em $[mm]$.

4.14 REATÂNCIAS

4.14.1 VALORES SUGERIDOS PELA NORMA

De acordo com a IEC60034-33 item 5.8 [14], sugere os seguintes intervalos para as reatâncias:

- Relação de curto-circuito $RCC > 0,80$, conseqüentemente $X_{ds} < 1,25$ pu;
- Reatância transitória de eixo direto, $0,30 \leq X'_{du} \leq 0,45$ pu
- Reatância subtransitória de eixo direto, $0,10 \leq X''_{ds} \leq 0,25$ pu

Os valores acima sugeridos visam abranger toda a faixa de escopo da norma, ou seja, se aplica a geradores síncronos de polos salientes trifásicos e motores-geradores síncronos para aplicações com turbina hidráulica e turbina-bomba, que tenham frequência nominal de 50 Hz ou 60 Hz, potência nominal de 10 MVA e acima, 3 pares de polos e acima, e tensão nominal de 6 kV e acima.

4.14.2 TOLERÂNCIAS SUGERIDAS PELA NORMA

Quando os valores limites [14] deste documento ou outros limites tiverem sido especificados ou acordados, não haverá tolerância negativa nos valores mínimos e nenhuma tolerância positiva nos valores máximos. Uma tolerância positiva sobre valores declarados em valores mínimos e uma tolerância negativa sobre valores declarados em valores máximos de 15 % para regime permanente e 30 % para regimes transitórios e subtransitórios, devem ser aplicados.

Se os valores forem especificados, mas não declarados como limites, eles devem ser considerados como valores nominais e devem estar sujeitos a uma tolerância de ± 15 % para regime permanente e ± 30 % para regime transitório e subtransitário.

Se nenhum valor de reatância tiver sido especificado pelo comprador, o fabricante deve fornecer valores com tolerância de ± 15 % para regime permanente e ± 30 % para regime transitório e subtransitário.

4.14.3 VALORES USUAIS PARA USINAS HIDRELÉTRICAS DE GRANDE PORTE

Restrito aos geradores de usinas hidroelétricas de grande porte, acima de 100 MVA, os valores descritos abaixo são os mais utilizados pela comunidade técnica internacional, baseando-se no levantamento de muitas máquinas dimensionadas, projetadas, fabricadas e comissionadas e que, principalmente, demonstraram, excelente performance no sistema elétrico de potência.

- Relação de curto-circuito $RCC \geq 1,0$, conseqüentemente $X_{ds} \leq 1,00$ pu;
- Reatância transitória de eixo direto, $0,25 \leq X'_{du} \leq 0,35$ pu
- Reatância subtransitória de eixo direto, $0,17 \leq X''_{ds} \leq 0,25$ pu
- Relação $X''_q/X''_d \leq 1,3$, sendo o mais comum valores na ordem de $X''_q/X''_d \leq 1,10$

Valores de $X''_q/X''_d \leq 1,30$ normalmente necessita de um gerador com o enrolamento amortecedor conectado com baixa resistência, ou seja, existe uma conexão flexível que interliga os segmentos que curto-circuitam as barras de amortecimento.

Valores de $X''_q/X''_d \geq 1,3$ necessita de um enrolamento amortecedor conectado, porém pode ser através da conexão tipo “*copper sheet*” ou “placa de cobre”. Este tipo de conexão tem nas extremidades do laminado do corpo polar uma chapa de cobre com o mesmo perfil da chapa do polo, e que curto-circuitam as barras amortecedoras, e na região dos pés dos polos que faz uma conexão elétrica com o anel magnético, que fará a conexão entre polos. É um projeto econômico e muito seguro.

4.15 SATURAÇÃO DO GERADOR

Como a condição de saturação da máquina impacta no rendimento e valores das reatâncias, e uma vez que algum nível de saturação pode ser bem-vindo na operação, por exemplo, para mitigar o empuxo magnético devido a um entreferro não uniforme, se estabeleceu um consenso quanto aos limites dos procedimentos modernos de dimensionamento de núcleos magnéticos para geradores com potência superior a 10 MVA [27]. A Tabela 4-2 define os limites máximos e mínimos usuais para cada parte do circuito magnético do gerador.

Tabela 4-2 - Valores usuais de Induções magnéticas

Região das Induções Magnéticas	Faixa usual [T]
Coroa do núcleo do estator	[1,15 – 1,50]
Dentes do núcleo do estator, região fundo da ranhura	[1,45 – 1,87]
Dentes do núcleo do estator, na altura média do dente	[1,60 – 1,92]
Dentes do núcleo do estator, na região do diâmetro interno	[1,70 – 1,95]
Entreferro	[0,80 – 1,10]
Núcleo do polo em vazio	[1,30 – 1,60]
Núcleo do polo em carga	[1,40 – 1,95]
Anel magnético	[≤ 1,60]

Fonte: [27]

Nas faixas indicadas acima, os valores máximos não devem ser excedidos, sendo que dependendo dos requerimentos de reatâncias e rendimentos os valores mínimos podem ser ultrapassados. Caso os limites superiores sejam excedidos uma análise bastante cuidadosa deverá ser feita.

Para dimensionamento de uma máquina normal procura-se evitar que todas as regiões estejam nos limites máximos, pois poderia resultar em uma máquina muito saturada. Para melhor controlar os limites das induções por região, deve-se analisar também o Índice de Saturação (*SI-Saturation Index*) que está limitado em 1,15.

O SI é definido [27] como sendo a relação entre a corrente de excitação em vazio (I_{fo}) pela corrente de excitação do entreferro (I_{fg}),

$$SI = \frac{I_{fo}}{I_{fg}} \leq 1,15 \quad (4-84)$$

Como exemplo a Figura 4-10 abaixo, com a curva de saturação do gerador utilizada para obter o SI:

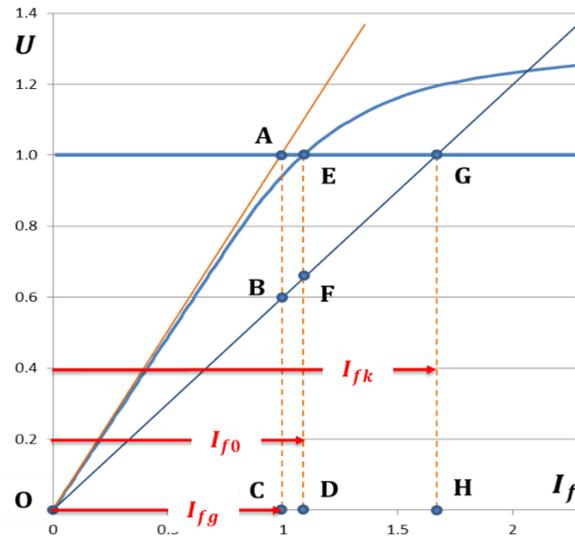


Figura 4-10 - Curva de saturação do gerador
Fonte: [3]

4.16 ENROLAMENTO AMORTECEDOR

O funcionamento do enrolamento amortecedor é bem complexo e foi exaustivamente estudado por J. Johnny Rocha E. e consolidado em sua tese de doutorado [29] e vários artigos em seminários [40], [41], [28], [30].

4.16.1 ENROLAMENTO AMORTECEDOR E SUA INFLUÊNCIA NA FORÇA ELETROMOTRIZ

A forma de onda da densidade de fluxo magnético sobre a linha do entreferro depende da geometria da sapata polar, do tipo de raio e os valores dos raios de curvatura.

Esta forma de onda, para polos com raio único pode ser feita por meio de uma série de Fourier, a qual denominamos de função Trassínio.

$$\beta(x) = \beta_o \sum A \beta_h \cos \left(h \frac{2p}{D_\delta} x \right) \quad (4-85)$$

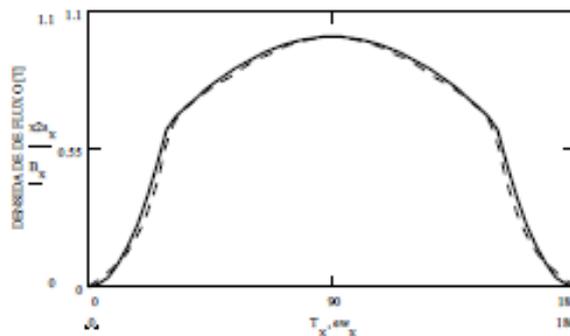


Figura-4-11 - Densidade de fluxo de um polo
Fonte: [40]

Porém normalmente os geradores têm em seu diâmetro interno a abertura das ranhuras, podendo ser abertas ou semiabertas, mas para o propósito desta dissertação pode-se considerar estas aberturas afetando a permeância do entreferro, conforme mostrado na Figura-4-13, curva em azul.

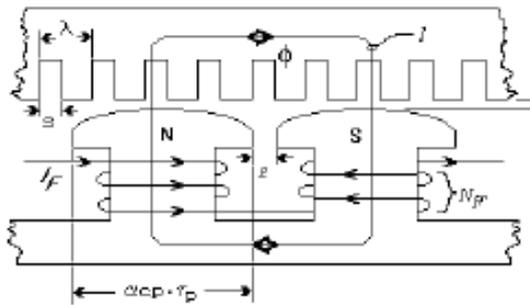


Figura-4-12 – Estrutura do entreferro
Fonte : [40]

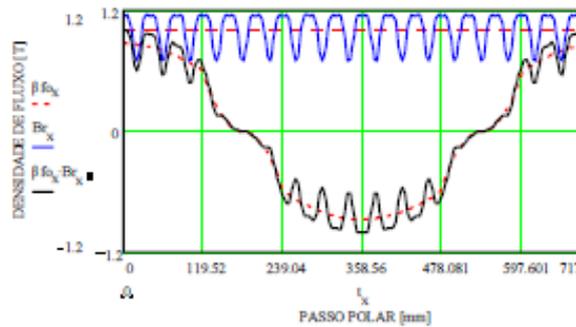


Figura-4-13 - Densidade de fluxo correspondente ao entreferro da Figura-4-12
Fonte : [40]

Como a descrição detalhada da modulação da forma de onda do campo magnético dos polos, pela permeância das ranhuras, foge do escopo do presente trabalho, o leitor interessado poderá encontrar uma explicação detalhada em [29].

A curva em preto da Figura-4-13 corresponde a superposição da permeância do entreferro com a densidade de fluxo de um pólo, que pode ser dado por:

$$\beta(x) = p(x) \mathfrak{F}(x) \quad (4-86)$$

Onde $\beta(x)$ é a função espacial da densidade de fluxo magnético, $p(x)$ é a permeância específica da região do entreferro, e $\mathfrak{F}(x)$ é a força magnetomotriz de um pólo.

Na Figura-4-13, a forma de onda do pólo, quando vista desde o estator, será uma onda viajante, em que a influência da permeância das ranhuras terá o efeito de uma onda pulsante que se sobrepõe à onda viajante. Contudo, se o observador que estava no estator, agora estiver sobre o rotor, observará uma onda estacionária (o campo do pólo) modula por uma onda pulsante (efeito da permeância das ranhuras). O período espacial dessas ondas pulsantes é igual ao passo de ranhura do estator.

Se, o passo de ranhura do enrolamento amortecedor coincidir com o período da onda pulsante, então, ter-se-á uma situação semelhante à descrita na Figura 4-14. Ocasão em que a pulsação magnética induzirá tensão sobre cada barra de amplitude diretamente proporcional a amplitude da onda de campo magnético criado pelas ranhuras.

Ocorre que, quando o q - número de ranhuras por pólo e fase do gerador- for um número inteiro, então, promover-se-á uma situação semelhante à descrita na Figura 4-14 e, os efeitos da tensão induzida nas barras amortecedoras produzirão fluxos magnéticos

pulsantes que serão percebidos pelo enrolamento do estator, e farão que a forma de onda da tensão induzida nos terminais do gerador seja poluída com um conteúdo indesejável que não atenderá aos critérios de aprovação.

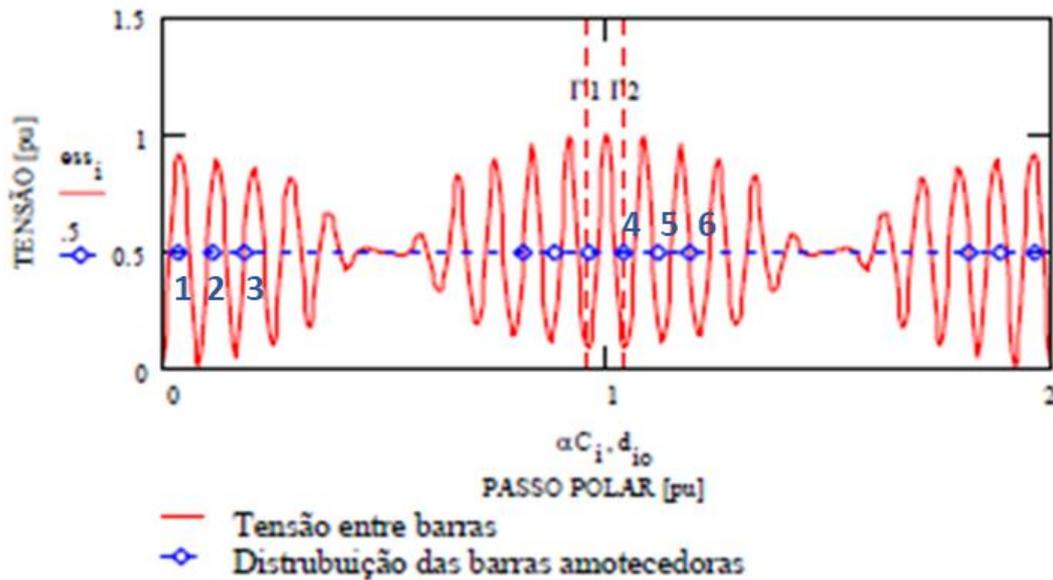


Figura 4-14 - Comportamento da tensão entre duas barras como função da distância entre elas.

Entre as regras de ouro do projeto de geradores, tem-se que a relação T_D/λ (passo do enrolamento amortecedor/ passo das ranhuras do estator) deve ser igual a 1 ou estar na faixa de 90 a 110 %; da relação dos passos e, quando o q for um número inteiro, como é o caso ilustrado na Figura 4-14, poderá se compreender o mecanismo que leva ao surgimento das indesejáveis harmônicas de ranhura.

Para isso, basta verificar que a diferença de potencial entre a primeira barra da esquerda (1) e a barra locada em Γ_2 será máxima, promovendo máxima circulação de corrente e, portanto, os fluxos gerados-serão máximos. Se, entretanto, a barra da esquerda (1) for alocada na origem e a sua complementar em Γ_2 (4) for mantida na sua posição, então, a diferença de potencial será mínima, e a distância entre a origem (1) e Γ_2 será de $\tau_p + \lambda/2$ (situação semelhante ocorrerá com as barras posicionadas no par de Γ_1 onde o passo será de $\tau_p - \lambda/2$). Por isso, a implantação desta solução (regra prática) requer que o eixo de simetria das barras amortecedores de um polo seja deslocado de $1/2$ passo de ranhura do estator ($\lambda/2$).

Na prática, o eixo de simetria do enrolamento amortecedor desloca-se um polo $+\frac{\lambda}{4}$ e o eixo do polo adjacente desloca-se de $-\frac{\lambda}{4}$ totalizando uma defasagem entre barras amortecedoras complementares de $\pm\lambda/2$.

Um outro tipo de projeto utilizado na prática é ter polos alternados com uma barra a menos, por exemplo polo Norte com 5 barras e polo Sul com 4 barras, também resulta em uma defasagem entre barras complementares de $\pm\lambda/2$.

Portanto para geradores com q inteiro deve-se deslocar as barras amortecedoras de um polo em $+\frac{\lambda}{4}$ e o polo adjacente desloca-se de $-\frac{\lambda}{4}$ totalizando uma defasagem entre barras amortecedoras complementares de $\pm\lambda/2$, com o principal objetivo de minimizar a influência das harmônicas de ranhuras na tensão induzida nos terminais do gerador.

Dependendo da magnitude do entreferro e a abertura da ranhura (entreferos pequenos e ranhuras largas), a segunda harmônica de ranhura poderá ter uma influência significativa na Força Eletromotriz da tensão e poderá ter risco de não atender aos critérios de TIF ou THD.

4.16.2 DIMENSIONAMENTO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

Embora sem referência bibliográfica, para o dimensionamento do enrolamento amortecedor, segue-se o método das imagens de capa de corrente, apresentado no item 4.10. Um dos atributos desse método, postula que a capacidade de dissipar calor em ambos os lados do entreferro será similar se o enrolamento do rotor também for dimensionado para ter a mesma capa de corrente.

4.16.2.1 CAPA DE CORRENTE

Este valor está associado à distribuição circunferencial de condutores de corrente elétrica do enrolamento, localizado na superfície do entreferro sem ultrapassar o aumento de temperatura. É o mesmo que observar uma condução de corrente tangencial onde há uma circulação de corrente de $(I_{fn}/a,)$ [A] e a superfície do entreferro com capacidade suficiente para dissipar o calor causado pelas perdas ôhmicas do estator $(I^2 R)$. Quando essa intensidade linear de corrente se associa com a densidade de corrente de cada condutor, obtém-se a capa de corrente, responsável direto pelo aquecimento

4.16.2.2 CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA NO AMORTECEDOR

De acordo com a IEC 60034-33 [14] a corrente de sequência negativa máxima que o gerador deverá suportar é $I_2 = 0,08 pu$

Considerações:

- Durante serviço contínuo e carga simétrica, o enrolamento amortecedor não tem função;
- Corrente no amortecedor existirá quando a carga for desequilibrada;
- A corrente do amortecedor é proporcional à corrente de sequência negativa I_2 .
- De acordo com o projeto, durante a corrente de sequência negativa, o amortecedor terá a mesma intensidade linear de corrente do enrolamento do estator, que significa também a mesma dissipação térmica.

$$A_{s_des} = \frac{I_2 I_n N_s (2 N_{tc})}{a \pi D_i} \quad (4-87)$$

$$A_{s_des} = I_2 A_s \quad (4-88)$$

Onde:

I_2 é a corrente de sequência negativa para carga desequilibrada, em [pu];

I_n é a corrente nominal do gerador, em [A];

N_s é o número de ranhuras do estator, em [-];

N_{tc} é o número de espiras por bobina, em [-];

a é o número de circuitos paralelos, em [-];

D_i é o diâmetro interno do estator, em [mm];

A_{s_des} é a intensidade linear de corrente do estator para a corrente de sequência negativa, em [A/mm];

A_s é a intensidade linear de corrente do estator, em [A/mm]

A intensidade linear de corrente do amortecedor é:

$$A_D = I_D \frac{2p N_D}{\pi D_i} \quad (4-89)$$

Onde:

p é o número de pares de polos, em [-];

N_D é o número de barras de amortecimento por polo, em [-];

D_i é o diâmetro interno do estator, em [mm];

A_D é a intensidade de corrente do enrolamento amortecedor, em [A/mm].

4.16.2.3 NÚMERO MÍNIMO DE BARRAS DE AMORTECIMENTO

De acordo com as regras de dimensionamento, o passo do enrolamento amortecedor deve ter o mesmo passo que as ranhuras do estator, porém dentro de uma faixa de +/- 10 %.

$$N_D = \frac{bp_k}{T_D} + 1 \quad (4-90)$$

Onde:

bp_k é a largura do núcleo do polo, em [mm];

T_D é o passo do enrolamento amortecedor, em [mm]

4.16.2.4 CORRENTE NO AMORTECEDOR

Considerando $A_s = A_D$

$$I_D = I_a A_s \frac{\pi D_i}{2 p N_D} \quad (4-91)$$

4.16.2.5 DIÂMETRO DA BARRA DO AMORTECEDOR

Como regra geral, pode-se assumir a densidade de corrente do amortecedor igual à densidade de corrente do enrolamento do estator.

$$J_D = J_s \quad (4-92)$$

$$J_D = \frac{I_D}{\frac{\pi D b_D^2}{4}} \quad (4-93)$$

$$D b_D = \sqrt{\frac{4 I_D}{\pi J_D}} \quad (4-94)$$

4.16.2.6 ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

A elevação de temperatura do enrolamento localizado na circunferência do entreferro é uma função da intensidade linear de corrente é dado por:

$$\Delta t = k_t A_s J \quad (4-95)$$

$$k_t = \frac{\rho_{Cu}}{\alpha_k} \quad (4-96)$$

O valor de k_t para o enrolamento do estator é dado pela (4-97)

$$k_t = \frac{\Delta T_s}{A_s J_s} \quad (4-97)$$

Este fator k_t será o mesmo para o enrolamento amortecedor.

$$J_D = \frac{I_D}{\frac{\pi D b_D^2}{4}} \quad (4-98)$$

$$A_D = I_D \frac{P_z N_D}{\pi D i_s} \quad (4-99)$$

$$\Delta T_D = k_t A_D J_D \quad (4-100)$$

4.16.2.7 ELEVÇÃO DE TEMPERATURA DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR DURANTE TRANSITÓRIOS

A elevação de temperatura quando operando a $I_2^2 t = 20$ também deve ser verificado e ficar abaixo do limite de 115K.

O processo de cálculo é o mesmo, porém como neste caso, envolve tempo e inércia térmica, para calcular o aquecimento deve-se utilizar a constante de tempo térmica.

Estes cálculos podem ser feitos por meio de uma rotina de MathCad que está no item 8.2 ANEXO – CÁLCULO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR.

4.17 CONDIÇÕES NOMINAIS DE OPERAÇÃO

Os geradores e os motores síncronos devem ser capazes de operar sob potência nominal contínua com fator de potência nominal, nas faixas de $\pm 5\%$ na tensão (ou tolerâncias estabelecidas na especificação técnica), e $\pm 2\%$ em frequência, conforme definido pela área sombreada da Figura 4-15 (zona A); Contudo, a elevação de temperatura pode ser maior quando operando na zona B, no caso do mercado brasileiro, é normal ser solicitado uma variação de tensão na faixa de $+5\%$ e -10% [14], [18].

A elevação de temperatura ou limites de temperatura aplicam-se apenas no ponto nominal e podem ser progressivamente excedidos à medida que o ponto de operação se afasta do ponto nominal. Para condições nos limites extremos da zona A, a temperatura pode exceder os limites especificados em [42] e/ou em [18], por isso devem ser previamente acordados.

Uma máquina deve ser capaz de operar dentro da zona B com potência nominal, mas exibe maiores desvios de seu desempenho na tensão e frequência nominais do que na zona A. As elevações de temperatura serão maiores do que na tensão e frequência nominais e provavelmente serão superiores aos da zona A. Os limites de temperatura para sistemas de isolamento podem ser excedidos, por isso devem ser previamente acordadas. A operação estendida no perímetro da zona B deve ser limitada a um tempo menor que 10 minutos, tempo de recorrência não menor que 6 horas e não mais que 2 vezes ao mês [14].

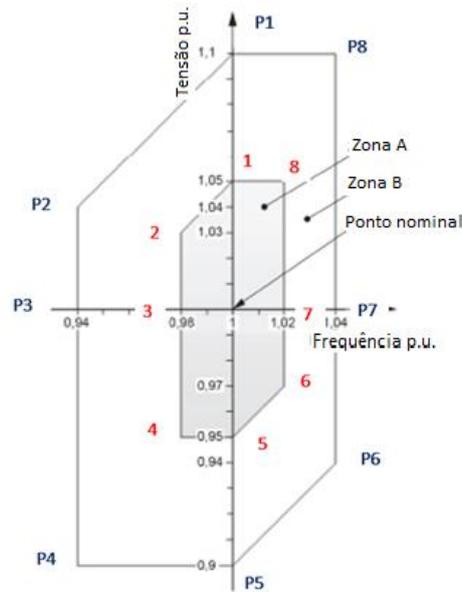


Figura 4-15 - Variação de tensão e frequência para hidrogeradores

Fonte: [14]

Para cada ponto marcado no gráfico calcula-se a relação tensão por frequência (V/f) que é um indicativo da saturação da máquina. Os valores maiores que $V/f > 1,00$ indica maior saturação do gerador, e valores de $V/f < 1,00$ indica gerador menos saturado. A Tabela 4-3 lista os valores de V/f para cada ponto de operação.

Tabela 4-3 - Análise dos pontos operacionais com variação de tensão e frequência

Ponto	Tensão [pu]	Frequência [pu]	V/f	observações
nominal	1,00	1,00	1,000	Ponto de operação nominal
1	1,05	1,00	1,050	
2	1,03	0,98	1,051	Aumento da saturação e aumento da temperatura do rotor
3	1,00	0,98	1,020	
4	0,95	0,98	0,969	Aumento da corrente da armadura com aumento da temperatura do estator e redução da saturação e da temperatura do rotor
5	0,95	1,00	0,950	
6	0,97	1,02	0,951	
7	1,00	1,02	0,980	Diminuição da saturação e da temperatura do rotor
8	1,05	1,02	1,029	Aumento da saturação e aumento da temperatura do rotor
P1	1,10	1,00	1,100	Grande aumento da saturação e grande aumento da temperatura do rotor, temperatura pode ultrapassar a classe 155
P2	1,04	0,94	1,106	
P3	1,00	0,94	1,064	

P4	0,90	0,94	0,957	Aumento da corrente da armadura com aumento da temperatura do estator e redução da saturação e da temperatura do rotor
P5	0,90	1,00	0,900	
P6	0,94	1,04	0,904	
P7	1,00	1,04	0,962	Diminuição da saturação e da temperatura do rotor
P8	1,10	1,04	1,058	Aumento da saturação e aumento da temperatura do rotor

Considerando a zona A da Figura 4-15, os pontos de operação críticos são: 1, 2, 3 e 8 onde a máquina está mais saturada, exigindo maior corrente de excitação e elevando a temperatura do rotor. Os pontos 4, 5 e 6 são pontos operacionais onde o aquecimento acontece no estator.

Considerando a zona B, os pontos P1, P2, P3 e P8 são aquelas condições operacionais com gerador mais saturado, exigindo mais corrente de excitação e a temperatura pode ultrapassar os limites da classe 155(F). Os pontos P4, P5 e P6 são pontos operacionais onde o aquecimento acontece no estator, podendo ultrapassar os limites da classe 155 (F).

À medida que o ponto de operação se afasta dos valores nominais de tensão e frequência, a elevação de temperatura ou as temperaturas totais dos componentes podem aumentar progressivamente. A operação contínua perto de certas partes do limite da zona A na Figura 4-15 em potências próximas aos limites da curva de capacidade reativa do hidrogerador pode fazer com que o isolamento envelheça termicamente em aproximadamente duas a seis vezes sua taxa normal [18].

Para minimizar a redução da vida útil do gerador devido aos efeitos da temperatura e dos diferenciais de temperatura, a operação dentro da zona B deve ser limitada em extensão, duração e frequência de ocorrência. A potência deve ser reduzida ou outras medidas corretivas tomadas o mais rápido possível.

Os limites da Figura 4-15 fazem com que os circuitos magnéticos do hidrogerador sofram sobrefluxo ou subfluxo em não mais que 5 % na zona A e 10 % na zona B. Os limites inclinados correspondem a volts/hertz constantes.

À medida que a frequência de operação se afasta da frequência nominal, os efeitos além do gerador podem se tornar importantes e precisam ser considerados. Como exemplos, o fabricante da turbina especificará faixas de frequência e períodos correspondentes durante os quais a turbina pode operar, e a capacidade dos equipamentos auxiliares de operarem em uma faixa de tensão e frequência devem ser consideradas [18]. A operação em uma faixa ainda maior de tensão e frequência, se necessária, deve estar sujeita a acordo entre o comprador e o fabricante [18].

A operação em tensões abaixo de -5 % podem ser aceitáveis desde que previamente acordado entre fabricante e comprador, ou haja uma redução semelhante na faixa de

operação do MVA. Nesses casos, deve-se considerar as limitações de outros equipamentos conectados eletricamente ao gerador [18].

A Tabela 4-4 tem os valores de elevação de temperatura dependentes da classe de isolamento.

Tabela 4-4 - Elevação de temperatura [K] acima do ar de refrigeração de 40 °C

	Classe 130(B)	Classe 155(F)
Enrolamento do estator, medido por RTDs	85 ^(*)	110 ^(*)
Núcleo do estator	75	100
Enrolamento rotor, medido por variação de resistência	90	115

Fonte: [14]

(*) Segundo a norma IEC60034-1 [42] a elevação de temperatura do enrolamento do estator, quando medido por RTD, deve ser reduzido de 1 K para cada 1 kV acima de 12 kV até o limite de 24 kV. Para tensão maior que 24 kV, o valor deve ser determinado em comum acordo entre comprador e o fabricante. Segundo a norma IEC60034-33 [14], se é especificado o gerador fabricado com materiais classe 155(F), mas operando na classe inferior, ou seja, classe 130(B), a correção da elevação de temperatura em função da tensão não é necessária.

5 SIMULAÇÃO DE GERADORES

5.1 OBJETIVO DAS SIMULAÇÕES DE GERADORES DE 300 MVA

A seguir a simulação através de cálculo elétrico de um hidrogerador de 300 MVA acionados por turbina tipo Francis será exposto em detalhes. Será apresentado como um dimensionamento orientado a obter o rendimento otimizado de um hidrogerador, e outra simulação com projeto orientado ao menor custo. Estas simulações foram executadas utilizando um programa de Cálculo Eletromagnético e que está anexado a este documento no item 8.1 APÊNDICE – CÁLCULO ELETROMAGNÉTICO.

Será apresentado uma comparação das principais características dos 2 hidrogeradores com rendimento e relação comparativa de custos.

Junto com o dimensionamento do primeiro caso do gerador de 300 MVA com projeto orientado a rendimento, será oferecida uma explicação para cada parâmetro utilizado no dimensionamento [24] [43].

5.1.1 ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO GERADOR

Potência (Sr)	300 MVA
Tensão nominal (Un)	16000 V
Variação de tensão (DV)	+5 % / -10 %
Fator de potência (fp)	0.90
Frequência nominal (fn)	60 Hz
Rotação nominal (nn)	120 rpm
Rotação de disparo (nd)	230 rpm
Tipo construtivo	IM8015 ou W-1
Tipo de refrigeração	ICW37A81
Temperatura da água de refrigeração (Tagua)	30 °C
Xdu – Reatância síncrona de eixo D, não saturado	$\leq 1,1$ pu
RCC – Relação de curto-circuito	$\geq 1,0$
X'du – Reatância transitória de eixo D, não saturado	$\leq 0,35$ pu
X''ds – Reatância subtransitória de eixo D, saturado	$0,18 \leq X''ds \leq 0,30$ pu
X''q/X''d – Relação das reatâncias subtransitórias	$\leq 1,35$
Momento de inércia (J)	16000 tm ²
Isolação do estator e rotor	Classe 155(F)
Elevação de temperatura do enrolamento estator	85 K (medido pelos RTDs)

Elevação de temperatura do núcleo do estator	75 K (medido pelos RTDs)
Elevação de temperatura do enrolamento rotor	90 K (medido por variação resistência)
Rendimento mínimo (η)	98,95 % à condições nominais

As perdas do gerador devem ser preferencialmente medidas pelo método calorimétrico, de acordo com a IEC60034-2-1 [12] e IEC 60034-2-2 [13]. As seguintes perdas devem estar inclusas no cálculo do rendimento:

- Perdas Ferro
- Perdas I^2R do enrolamento do estator
- Perdas adicionais
- Perdas I^2R no enrolamento de campo
- Perdas do sistema de excitação
- Perdas nas escovas
- Perdas nos mancais guia superior do gerador, óleo a 45°C
- Perdas de Ventilação, com ar frio a 40°C

Temperatura de referência para o cálculo do rendimento: 95°C

Rendimento médio ponderado (RMPG) 98,90 %

$$RMPG = \sum_{k=1}^n A_k \eta_k$$

Sendo:

A_k Fatores de ponderação

η_k Rendimento nas cargas parciais (k)

Os fatores de ponderação são:

Potência do gerador [%]	Ponderação A_k
100	0,56
96	0,07
90	0,32
80	0,04
70	0,01

5.1.2 DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 300 MVA ORIENTADO PARA RENDIMENTO

Para início do dimensionamento do gerador deve-se estimar o valor de C, o qual se baseia em uma estatística de inúmeras máquinas projetadas, fabricadas e comissionadas com sucesso, e sugere o melhor valor para os requisitos normais na época em que o banco de dados foi construído. Com o passar do tempo, a escassez dos recursos hídricos e a conscientização ambiental onde as usinas atuais são construídas com reservatórios a fio d'água, o rendimento dos equipamentos tem se tornado de suma importância. O valor de C deverá ser revisado com a criação de um banco de dados considerando o alto rendimento normalmente solicitado nos projetos mais recentes.

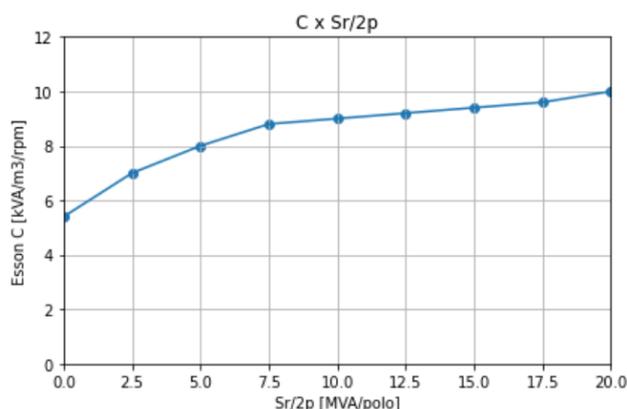


Figura 5-1 - Curva para estimativa do valor de C (Esson number ou fator de aproveitamento)

Fonte: [Própria]

O valor de $S_r/2p$ (300/60) nesta máquina é de 5,0 [MVA/polo], logo o valor inicial para C conforme a Figura 5-1 é C=8,0, porém considerando que o alto valor especificado de rendimento, um bom valor inicial poderia ser C=7,0, lembrando que o valor C é uma sugestão inicial, e que após exaustivos cálculos mais refinados, analisa-se este valor para verificar a sua aderência à uma faixa normal e razoável. Valores muito fora da faixa é um indicativo que algo está não está de acordo com as práticas normais de dimensionamento.

5.1.2.1 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR

O primeiro desafio nesta simulação é a determinação do diâmetro interno do estator, pois há que se considerar que as perdas de ventilação têm a sua variação com a quarta potência do diâmetro interno e o rendimento é de grande importância pois ele está especificado com valor muito arrojado [11].

Outro item muito importante é realizar esta máquina com custos compatíveis e ao mesmo tempo atender ao momento de inércia especificado, considerando que geradores com maior diâmetro tendem a serem mais competitivos.

Logo a determinação do diâmetro interno do estator será um compromisso entre o rendimento e o custo, atendendo ainda todos os outros parâmetros especificados, tais como: temperatura dos enrolamentos e reatâncias.

5.1.2.1.1 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 1

Utilizando as fórmulas (4-81), (4-78) e (4-80) do item 4.12

$$D_{i\ ref} = \sqrt{\frac{4 J C}{\pi \rho_{Fe} I_g \Delta k_j}}$$

$$\Delta k_j = \frac{(k_j^3 + k_j)}{(1 + k_j)^4}$$

$$k_j = 3,6 \cdot \ln\left(\frac{S_n}{n_d}\right) - 13$$

Onde:

$$J = 16000\ Tm^2;$$

$$C = 7,0 \quad , \text{ Fator de aproveitamento sugerido no item 5.1.2}$$

$$\rho_{Fe} = 7,85\ T/m^3;$$

$$I_{g\ ndisp} = \frac{S_r}{n_d} = 1304;$$

$$k_j = 3,6 \cdot \ln\left(\frac{S_n}{n_{dis}}\right) - 13 = 12,8;$$

$$S_r = 300000\ kVA;$$

$$n_n = 120\ rpm;$$

$$n_d = 230\ rpm.$$

Substituindo estes valores nas fórmulas, resulta em uma primeira estimativa para o diâmetro interno de $D_{i\ ref} = 11,18\ m$, e a velocidade periférica ($V_p = \pi D_{i\ ref} n_d$) resulta em $V_p = 134,7\ m/s$.

5.1.2.1.2 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 2

Este método utiliza as equações (4-74), (4-81) e (4-78) , sendo utilizado ainda uma estimativa inicial dos raios do anel magnético e altura radial dos polos e da coroa do rotor.

$r = 6\ m$ Raio externo do anel magnético

$$R = \frac{(R_{polo} + R_{anel})}{2} = \frac{0,25 + 0,5}{2} = 0,375$$

$$k_j = \frac{r}{R} = \frac{6}{0,375} = 16$$

$$D_{i\ ref} = \sqrt{\frac{4 J C}{\pi \rho_{Fe} I_g \Delta k_j}}$$

$$\Delta k_j = \frac{(k_j^3 + k_j)}{(1 + k_j)^4}$$

Substituindo estes valores nas fórmulas, resulta em uma segunda estimativa para o diâmetro interno de $D_{i\ ref} = 12,15$ m e a velocidade periférica ($V_p = \pi D_{i\ ref} n_{dis}$) resulta em $V_p = 146,3$ m/s.

5.1.2.1.3 DIÂMETRO INTERNO ESCOLHIDO

Velocidades periféricas elevadas ou no seu limite máximo são utilizadas em geradores dimensionados para otimização de custos, ou que tenham dificuldades em atender aos requisitos da rotação crítica, onde se objetiva obter máquinas com menor comprimento axial do núcleo e menor distância entre mancais.

Dentre os 2 valores sugeridos para o diâmetro interno do estator 11,18 m e 12,15 m, e tendo em conta o alto rendimento especificado, e após algumas iterações de cálculo será adotado o diâmetro interno $D_i = 12,0$ m, e a velocidade periférica $V_p = 144,5$ m/s que está dentro dos valores mais comumente utilizados pela comunidade de engenheiros calculistas para este tipo de máquina.

5.1.2.2 DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR

Para determinação do comprimento do núcleo do estator utiliza-se a equação (4-40) e o fator de aproveitamento C que representa a densidade volumétrica de energia.

$$C = \frac{S_r}{D_i^2 l_{est} n_n}$$

Com $C = 7,0$ resulta $l_{est} = 2,48$ m, portanto será utilizado o valor de $l_{est} = 2400$ mm

5.1.2.3 DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS

Do item 4.7 quando a forma de onda da distribuição circunferencial da densidade de linhas de fluxo magnético adquire uma forma senoidal, demonstra-se que a tensão de fase-neutro (U_{fn}) pode ser escrita como em (4-26):

$$U_{fn} = \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \tau_p f k_w N_{ph} \beta_{max}$$

Para estimativa inicial será adotado o fator de enrolamento $k_w = 0,93$ e $\beta_{max} = 0,9$ T, e obtém-se $N_{ph} = 43$ espiras.

A corrente nominal pode ser calculada pela fórmula abaixo que é um rearranjo da equação (4-25) :

$$I_n = \frac{S_r}{\sqrt{3} U_n} = 10825 \text{ A}$$

Para este tipo de máquina deve-se utilizar o projeto com barras Roebel com transposição de 360 graus. O normal para uma barra Roebel é conduzir em torno de 2000 a 3500 A, logo sugere-se utilizar $a=4$ circuitos paralelos que resulta em 2706 A passando na barra Roebel. O número de circuitos paralelos deve ser um divisor do número de polos. Para projeto com barras, $N_{tc} = 1$.

Utilizando a fórmula (4-29) que relaciona número de espiras por fase, número de ranhuras, número de fases e número de circuitos paralelos.

$$N_{ph} = \frac{N_s N_{tc}}{m a}$$

$$N_s = \frac{N_{ph} m a}{N_{tc}} = \frac{43 \cdot 3 \cdot 4}{1} = 516 \text{ ranhuras}$$

Pelos cálculos acima sugere-se aproximadamente 516 ranhuras, e para uma escolha mais assertiva lista-se abaixo uma faixa de possíveis valores de q (número de ranhuras por polo e fase) e correspondente número de ranhuras, a fim de facilitar a adoção do melhor valor. O valor de q é de extrema importância pois fornece um indicativo de possíveis riscos de ressonância no estator.

Considerando que se adotou $a=4$ circuitos paralelos e com 60 polos, possíveis valores para o valor c da equação $q = a \frac{b}{c}$ limita-se a 15, 5, 3 e 1. Para um enrolamento trifásico e equilibrado o valor de c não pode ser múltiplo de 3, logo nos resta somente $c = 1$ e 5. O número de ranhuras deve ser múltiplo de 3 [44], [45], [46], [47], [48], [49].

A Tabela 5-1 lista os possíveis números de ranhuras para este gerador.

Tabela 5-1 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras

q	Número de ranhuras N_s
$2 + 1/5$	396
$2 + 2/5$	432
$2 + 3/5$	468
$2 + 4/5$	504
3	540
$3 + 1/5$	576
$3 + 2/5$	612
$3 + 3/5$	648
$3+4/5$	684
4	720

Número de ranhuras muito abaixo do valor sugerido de 516 leva a máquina a valores altos de saturação, e valores maiores leva a máquina a ser menos saturada. Portanto os possíveis números de ranhuras são 504 e 540, e que a princípio será adotado 504.

Para 504 ranhuras, tem-se que o passo de ranhura é $\tau_n = 74,8 \text{ mm}$. Este valor está bem dentro da faixa usual (50 a 90 mm) então a escolha do número de ranhuras de 504 continua válido.

Outro parâmetro a ser verificado é a Intensidade linear de corrente que está definido no item 4.9, e expressão (4-42):

$$A_i \triangleq \frac{N_s 2 N_{tc} I_n}{\pi D_i a}$$

$$A_i \triangleq \frac{504 \cdot 2 \cdot 1}{\pi \cdot 12000} \cdot \frac{10825}{4} = 72,4 \text{ A/mm}$$

O valor de $A_i = 72,4 \text{ A/mm}$ está bem dentro dos valores recomendados que é de $(60 \leq A_i \leq 85)$ conforme item 4.10.2. Sabendo que valores no limite inferior tende a possibilitar máquinas com maior rendimento, logo mais uma vez a confirmação que o número de ranhuras adotado de 504 é acertado assim como a tensão de 16000 V está bem adequado ao projeto.

O tipo de enrolamento mais indicado para este tipo de máquina é do tipo imbricado, pois este tipo produz menores perdas, grande redução de empuxo magnético (UMP) e mais facilidade de manutenção em caso de falhas em barras.

5.1.2.4 DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR

Para o dimensionamento da barra Roebel e a ranhura, será aplicada uma isolamento principal de 3,24 mm de espessura, que significa uma rigidez dielétrica de 2,85 kV/mm. Este valor é ainda um pouco conservativo e tem sido utilizado pelos grandes fabricantes de geradores, sendo que pela tecnologia atual poder-se-ia utilizar até o valor máximo de 3,0 kV/mm.

Para o fio de cobre optar-se-á uma espessura de 1,8 mm com o objetivo de reduzir as perdas adicionais por correntes parasitas e densidade de corrente de aproximadamente 3 A/mm². A largura do fio é escolhido considerando que irá definir a largura da ranhura, o qual terá influência na saturação do dente. Serão utilizados 58 fios de 9,00 x 1,80 mm.

A Tabela 5-2 mostra os cálculos para a determinação da largura e profundidade da ranhura, considerando todos os componentes utilizados para embutimento das barras.

Tabela 5-2 - Dimensionamento da ranhura do estator

LARGURA DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre	2 x 9,00	18,00
Isolação dos fios	4 x 0,105	0,42
Espaçador vertical	0,30	0,30
Isolação principal	2 x 3,24	6,48
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,3	0,30
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Largura da ranhura montada		26,30
Largura da ranhura estampada		26,60

PROFUNDIDADE DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre (58 fios)	30 x 1,8	54,00
Isolação dos fios	30 x 2 x 0,105	6,30
Proteção corona interna	2 x 0,15	0,30
Isolação principal	2 x 3,24	6,48
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,50	0,50
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Altura radial da barra		68,38
Alturas das 2 barras	2 x 68,38	136,76
Separador de camadas	8,30	8,30
Calços de proteção	0,34	0,34
Calços deslizantes	0,80	0,80

Mola ondulada	1,30	1,30
Contracunha	2,50	2,50
Cunha	6,00	6,00
Altura cunha/diâmetro interno	1,00	1,00
Profundidade da ranhura		157,00

5.1.2.5 DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Devido ao alto valor de rendimento especificado, será utilizada a chapa M230-50A, que é a melhor chapa siliciosa de 0,5 mm de espessura disponível atualmente no mercado. O núcleo terá escadinhas nos pacotes de extremidades para reduzir o fluxo de dispersão nessa região, e adicionalmente os dentes terão rasgos (*slits*) para reduzir as perdas devido ao fluxo no sentido axial.

Os dedos de pressão serão de materiais antimagnéticos e fisicamente serão compostos por 2 dedos por dente, com o objetivo de reduzir as perdas.

A altura radial da coroa (*yoke*) é dimensionada pelos limites de saturação e perdas geradas, porém não deve ser menor que 80 % da profundidade da ranhura por limites de rigidez mecânica.

Dependendo da vazão de ar que passa através do núcleo do estator, os dutos de ar devem ocupar uma parcela de 10 a 15 % do seu comprimento bruto total. A possibilidade de empregar dutos de 5 mm de largura permitirá uma distribuição mais homogênea do ar de resfriamento e, com isso, a possibilidade de uma redução da temperatura, promovido por um incremento na superfície de dissipação de calor. Porém, tem que se esperar um incremento marginal no custo devido ao aumento do número de “chapas de ventilação” que são providos de separadores em aço antimagnético com perfis **I**, em geral esses separadores podem ter larguras que vão de 5 a 8 mm.

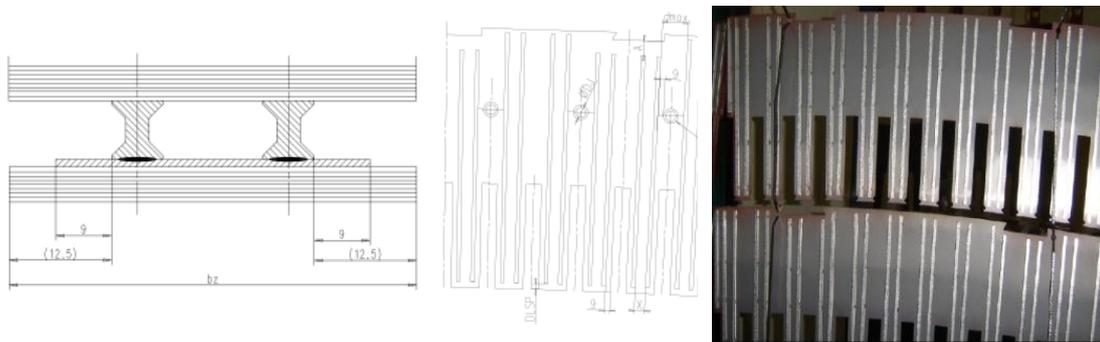


Figura 5-2 - Chapa de ventilação com os perfis **I** soldados

Fonte: [Própria]

A altura radial das ranhuras para receber os elementos de fixação do estator tipo rabo de andorinha, alojadas na circunferência externa do núcleo, varia de 10 a 15 mm, dimensionado por critérios mecânicos. Nos cálculos analíticos de saturação essa faixa de 10 a 15 mm no diâmetro externo do núcleo do estator não participa do circuito magnético.

As demais dimensões serão em função da saturação, temperaturas do núcleo e enrolamento e perdas geradas.

A Tabela 5-3 apresenta todas as principais dimensões do núcleo e informações necessárias para um cálculo elétrico.

Tabela 5-3 - Dimensionamento do núcleo do estator

NÚCLEO DO ESTATOR	Unidade	dimensão
Diâmetro interno	mm	12000
Diâmetro externo	mm	12724
Comprimento bruto axial	mm	2350
Largura da ranhura	mm	26,60
Profundidade da ranhura	mm	157,0
Altura radial da coroa do núcleo	mm	190,0
Altura da ranhura para cunha rabo de andorinha	mm	15,0
Número de dutos de ventilação	-	56
Largura do duto de ventilação	mm	5,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A
Extremidades do núcleo	-	Escadinhas e rasgos
Empilhamento	-	Contínuo
Fator de empilhamento		0,95

5.1.2.6 DIMENSIONAMENTO DO POLO

Para diminuir as perdas, o aumento do cobre do polo tem sido muito utilizado devido ao menor incremento de custo quando comparado as outras ações.

A largura da sapata foi dimensionada considerando valores próximos a 72 % do passo polar, e o comprimento axial da sapata do polo com uma redução de 30 mm em relação

ao comprimento do núcleo do estator, com o objetivo de reduzir o fluxo de dispersão. A altura da sapata polar deve ser o menor possível para manter baixos os valores de dispersão do polo e reduzir a FMM necessária, por outro lado o seu dimensionamento deve ser no limite mecânico. O núcleo do polo tem uma largura aproximada de 70 % da largura da sapata polar como tentativa inicial, e para o seu comprimento axial se pode adotar um valor igual ao comprimento do núcleo do estator. A largura do perfil de cobre deve ser tal que o espaço interpolar permita a passagem do fluxo de ar sem causar elevadas perdas de pressão, bem como deve levar em conta que o coeficiente de transmissão térmica da bobina polar tem relação direta com a velocidade do ar em contato com a superfície do cobre. A altura radial do núcleo do polo fica em função de prover espaço adequado para acomodar as espiras do polo de tal modo que tenha controle sobre as perdas, temperaturas e tensão nas bobinas polares. Polos radialmente altos aumentam a dispersão dos polos e necessitam maiores valores de FMM.

As outras dimensões são decorrentes da otimização das perdas, temperaturas, limites de saturação e limites mecânicos.

A Tabela 5-4 lista as dimensões principais do polo para execução do cálculo elétrico.

Tabela 5-4 - Dimensionamento do polo

POLOS	unidade	dimensão
Largura da sapata	mm	450
Altura da sapata	mm	50
Comprimento axial da sapata polar	mm	2320
Largura do núcleo do polo	mm	300
Altura do núcleo do polo	mm	220
Comprimento axial do núcleo polar	mm	2350
Espessura da chapa do polo	mm	1,5
Número de espiras de cobre	-	18
Espessura do cobre da espira	mm	10
Largura da espira normal / com aleta	mm	90/100
Número de barras amortecedoras	-	5
Diâmetro das barras de amortecimento	mm	19

5.1.2.7 DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO

Com todos os dados de entrada definidos, ou pela especificação técnica, ou pelo engenheiro calculista, executa-se o programa de cálculo elétrico. Do programa se obtém os vários parâmetros de saída que definem o gerador projetado.

-----DADOS DE ENTRADA-----					
Potência Nominal	[kVA]	300000	Tensão nominal	[kV]	16.00
Fator de potência	[-]	0.900	Rotação nominal	[rpm]	120.00
Momento inércia (J)	[T.m ²]	16000	Rotação disparo	[rpm]	230.00
H const de inércia	[s]	4.211	Número de polos	[-]	60
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----					
Diâmetro interno	[mm]	12000.0	Diâmetro externo	[mm]	12724.0
Comprimento núcleo	[mm]	2350.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Número dutos vent	[-]	56	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	190.0	Altura ranhura	[mm]	157.0
Largura da ranhura	[mm]	26.6	Número ranhuras	[-]	504
Tipo chapa silício	[W/kg]	2.30	Espessura chapa	[mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----					
Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	4	Passo enrolamento	[-]	7
Número de fios	[-]	58	Largura fio	[mm]	9.00
Espessura fio	[mm]	1.80	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	3.24	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	8.30	Espessura cunha	[mm]	6.00
-----POLOS-----					
Entreferro	[mm]	21.00	Entreferro máximo	[mm]	31.00
Largura sapata polo	[mm]	450.00	Larg. núcleo polo	[mm]	300.00
Comprimento sapata	[mm]	2320.00	Comprimento núcleo	[mm]	2350.00
Altura sapata	[mm]	50.00	Altura núcleo	[mm]	220.00
Espess chapa polo	[mm]	1.50	Espess colar isol sup	[mm]	8.00
Num espiras normais	[-]	18.00	Num espiras refrig	[-]	0.00
Espess espira normal	[mm]	10.00	Espess espira refrig	[mm]	10.00
Larg espira normal	[mm]	90.00	Larg espira refriger	[mm]	100.00
Núm barras amortec	[-]	5	Diâm. barra amortec	[mm]	19.00
Passo amortecedor	[mm]	70.00	Seção segm amortec	[mm ²]	600.00
-----ANEL MAGNÉTICO-----					
Diâm ext. coroa rot	[mm]	11418.00	Comprim coroa rotor	[mm]	2500.00
Alt Radial coroa rot	[mm]	470.00	Num segm coroa/volta	[-]	15.00

-----DADOS PRINCIPAIS DE SAIDA-----

Potência Nominal	[kVA]	300000	Tensão nominal	[kV]	16.00
Fator de potência	[-]	0.900	Rotação nominal	[rpm]	120.00
Momento inércia (J)	[T.m2]	16000	Rotação disparo	[rpm]	230.00
H const de inércia	[s]	4.211	Número de polos	[-]	60
Fator aproveitamento	[-]	7.39	Intens linear corrent	[A/mm]	72.36
Dens corrente barra	[-]	2.946	Capa de corrente	[A2/mm3]	213.20
Relação D/L	[-]	5.106	q num.ranh.polo fase	[-]	2 + 4 / 5
Fator enrolamento 1h	[-]	0.92261	Fator enrolamento 3h	[-]	-0.45110
Corrente nominal	[A]	10825.3	Corrente por barra	[mm]	2706.3
Veloc perif nominal	[m/s]	75.4	Veloc perif disparo	[m/s]	144.5
bps/Tps	[-]	0.716	Entref max/nom	[-]	1.476

-----NÚCLEO DO ESTATOR-----

Diâmetro interno	[mm]	12000.0	Diâmetro externo	[mm]	12724.0
Comprimento núcleo	[mm]	2350.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Comp efetivo núcleo	[mm]	1966.5	Passo de ranhura	[mm]	74.80
Número seg volta	[mm]	42.00	Largura segmento	[mm]	950.87
Número dutos vent	[-]	56	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	190.00	Altura ranhura	[mm]	157.00
Largura da ranhura	[mm]	26.60	Número ranhuras	[-]	504
Tipo chapa silicio	[W/kg]	2.30	Espessura chapa	[mm]	0.50

-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----

Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	4	Passo enrolamento	[-]	7
Número de fios	[-]	58	Largura fio	[mm]	9.00
Espessura fio	[mm]	1.80	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	3.24	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	8.30	Espessura cunha	[mm]	6.00
Seção do fio	[mm2]	15.837	Seção da barra/bobina	[mm2]	918.56
Larg barra isolada	[mm]	25.80	Altura barra isolada	[mm]	67.88
Comprimento barra	[mm]	3310.00	Compr total conexões	[m]	300.00
Kmax	[-]	1.65	KN	[]	1.22
K fator CC/AC	[-]	1.1555	Resist 20oC por fase	[ohm]	0.001422
Resist Tref p/ fase	[ohm]	0.001841	Temp referência Tref	[oC]	95

-----POLOS DO ROTOR-----

Entreferro	[mm]	21.00	Entreferro máximo	[mm]	31.00
Largura sapata polo	[mm]	450.00	Larg. núcleo polo	[mm]	300.00
Comprimento sapata	[mm]	2320.00	Comprimento núcleo	[mm]	2350.00
Altura sapata	[mm]	50.00	Altura núcleo	[mm]	220.00
Espess chapa polo	[mm]	1.50	Espess colar isol sup	[mm]	8.00
Tipo de espiras	[-]	1	Passo polar	[-]	628.32
Num espiras normais	[-]	18.00	Num espiras refrig	[-]	0.00
Espess espira normal	[mm]	10.00	Espess espira refrig	[mm]	10.00
Larg espira normal	[mm]	90.00	Larg espira refriger	[mm]	100.00

Núm barras amortec [-]	5	Diâm. barra amortec [mm]	19.00
Passo amortecedor [mm]	70.00	Seção segm amortec [mm2]	600.00
Dispersão polo vazio[-]	1.144	Dispersão polo carga [-]	1.252
Seção espira normal [mm2]	924.000	Seção espira refriger[mm2]	0.000
Dens corr esp normal[A/mm2]	2.064	Dens corr esp refrig [-]	0.000
Resistência 20 oC [ohm]	0.122919	Resist Temp Refêrenc [oC]	0.159143
Dist espiras refrig [mm]	90.3	Temp referência Tref [oC]	95

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot [mm]	11418.00	Comprim coroa rotor [mm]	2500.00
Alt Radial coroa rot[mm]	470.00	Num segm coroa/volta [-]	15.00

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.9186	33261.05
Dente mínimo	1.6898	
Dente médio	1.6562	1473.01
Dente máximo	1.6238	
Coroa	1.2189	92.34
Entreferro polo/anel		1199.65
Polo	1.5075	1286.42
TOTAL		37312.47
Corrente de excitação a vazio	[A]	1036.46
Corrente de excitação do entreferro	[A]	947.24
Corrente de excitação em curto-circuito	[A]	1036.30

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.9321	33746.93
Dente mínimo	1.7145	
Dente médio	1.6803	1708.51
Dente máximo	1.6476	
Coroa	1.2367	1003.74
Reação da armadura		25676.85
Entreferro polo/anel		1333.04
Polo	1.6751	2548.26
Acréscimo (tol)		2640.69
TOTAL		68658.04
Corrente de excitação em carga [A]		1907.17

-----REATÂNCIAS [pu]-----

EIXO DIRETO		EIXO QUADRATURA	
NÃO SATURADO	SATURADO	NÃO SATURADO	SATURADO
Xdu = 1.0940	Xds = 0.9999	Xqu = 0.7465	Xqs = 0.6822
X'du = 0.2837	X'ds = 0.2734		
X"du = 0.2314	X"ds = 0.1966	X"qu = 0.2524	X"qs = 0.2372

				Dispersão	
X2	= 0.2419	X2	= 0.2169	XB	= 0.1241
X0	= 0.1060	X0	= 0.0901	XST	= 0.1390
				XSX	= 0.1638

-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----

T'do	= 6.67	Tld	= 1.8244	Tllqo	= 0.2311
T"do	= 0.08	T"d	= 0.0624	T"q	= 0.0781

-----PERDAS E RENDIMENTO-----

		PERDAS [kW]
Perdas Ferro	=	643.06
Perdas I ² R estator a 95 oC	=	647.20
Perdas Adionais	=	357.30
Perdas I ² R rotor a 95 oC	=	585.84
Perdas Excitação	=	58.58
Perdas Ventilação	=	500.00
Perdas Mancal	=	15.00
Perdas TOTAL	=	2806.98
RENDIMENTO	=	98.971 %

-----RENDIMENTO PONDERADO-----

carga	If	Wi	Pfe	Pcuest	Padic	Pcurot	Pexc	Pvent	Pmancal	Total	Rend
[pu]	[A]	[-]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[%]
1.00	1907.20	56.00	643.06	647.20	357.30	585.86	58.59	500.00	15.00	2807.00	98.97
0.96	1863.30	7.00	643.06	596.46	329.28	559.52	55.95	500.00	15.00	2699.27	98.97
0.90	1799.80	32.00	643.06	524.23	289.41	522.50	52.25	500.00	15.00	2546.45	98.96
0.80	1698.50	4.00	643.06	414.21	228.67	466.10	46.61	500.00	15.00	2313.65	98.94
0.70	1598.50	1.00	643.06	317.13	175.07	413.63	41.36	500.00	15.00	2105.26	98.90
Rendimento médio ponderado											98.966

5.1.3 DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 300 MVA ORIENTADO PARA CUSTO

Para início do dimensionamento desse gerador deve-se estimar o novo valor de C, levando em conta que o valor calculado conforme item 5.1.2 foi C=8,0 enquanto adota-se um valor menor devido ao alto rendimento requerido, e este valor foi de C=7,39. Considerando que agora o dimensionamento terá como objetivo um gerador com as mesmas características elétricas, porém orientado ao menor custo, adotar-se-á o valor inicial de C=9,0.

5.1.3.1 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR

Utilizando o mesmo procedimento do item 5.1.2.1 para a determinação do diâmetro interno do estator, obtém-se:

Diâmetro interno do estator pelo método 1, estimado $D_i = 12,68$ m e $V_p = 152,7$ m/s

Diâmetro interno do estator pelo método 2, estimado $D_i = 13,77$ m e $V_p = 165,9$ m/s

Velocidades periféricas elevadas ou no seu limite máximo são utilizadas em geradores dimensionados para otimização de custos, ou que tenham dificuldades em atender aos requisitos da rotação crítica, onde se objetiva obter máquinas com menor comprimento axial do núcleo e menor distância entre mancais.

Dentre os 2 valores sugeridos para o diâmetro interno do estator 12,68 m e 13,77 m, e tendo em conta o objetivo de otimização de custo, após algumas iterações de cálculo resulta no melhor diâmetro interno de $D_i = 13,0$ m, e a velocidade periférica $V_p = 156,56$ m/s que está dentro dos valores mais comumente utilizados pela comunidade de engenheiros calculistas para este tipo de máquina.

5.1.3.2 DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR

Para determinação do comprimento do núcleo do estator utiliza-se a equação (4-40) e o fator de aproveitamento $C=9,0$ que representa a densidade volumétrica de energia.

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.2, obtém-se o valor de $l_{est} = 1,64$ m, portanto será utilizado o valor de $l_{est} = 1600$ mm

5.1.3.3 DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.3 e para estimativa inicial será adotado o fator de enrolamento $k_w = 0,93$ e $\beta_{max} = 1,0$ T, e obtém-se:

$N_{ph} = 53$ espiras, e com $a=4$ circuitos paralelos, se obtém a estimativa do número de ranhuras de 638.

Verificando na Tabela 5-1 afim de escolher o melhor número de ranhuras e que seja factível com um enrolamento simétrico e equilibrado. Tem-se duas opções a saber: 612 e 648. Após exaustivos cálculos chega-se na melhor configuração com 612 ranhuras.

Para 612 ranhuras, tem-se que o passo de ranhura de $\tau_n = 66,7$ mm. Este valor está bem dentro da faixa usual (50 a 90 mm) então a escolha do número de ranhuras de 612 continua válido.

Outro parâmetro a ser verificado é a Intensidade linear de corrente que está definido no item 4.9, e expressão (4-42):

$$A_i = 81,1 \text{ A/mm}$$

O valor de $A_i = 81,1$ A/mm está bem dentro dos valores recomendados que é de $(60 \leq A_i \leq 85)$ conforme item 4.10.2. Sabendo que valores próximos ao limite superior tendem a possibilitar máquinas com menor custo, logo mais uma vez a confirmação que o número de ranhuras adotado de 612 é acertado assim como a tensão de 16000 V está bem adequado ao projeto.

O tipo de enrolamento mais indicado para este tipo de máquina é do tipo imbricado, pois este tipo produz menores perdas, grande redução de empuxo magnético (UMP) e mais facilidade de manutenção em caso de falhas em barras.

5.1.3.4 DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.4, e com o objetivo de otimização de custos adotar-se-á uma densidade de corrente de aproximadamente 3,8 A/mm², resultando na configuração de 54 fios de 7,50 x 1,80 mm.

A Tabela 5-5 mostra os cálculos para a determinação da largura e profundidade da ranhura, considerando todos os componentes utilizados para embutimento das barras.

Tabela 5-5 - Dimensionamento da ranhura do estator

LARGURA DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre	2 x 7,50	15,00
Isolação dos fios	4 x 0,105	0,42
Espaçador vertical	0,30	0,30
Isolação principal	2 x 3,24	6,48
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,30	0,30
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Largura da ranhura montada		23,30
Largura da ranhura estampada		23,60

PROFUNDIDADE DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre (54 fios)	28 x 1,8	50,40
Isolação dos fios	28 x 2 x 0,105	5,88
Proteção corona interna	2 x 0,15	0,30
Isolação principal	2 x 3,24	6,48
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,50	0,50
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Altura radial da barra		64,36

Alturas das 2 barras	2 x 64,36	128,72
Separador de camadas	8,30	8,30
Calços de proteção	0,38	0,38
Calços deslizantes	0,80	0,80
Mola ondulada	1,30	1,30
Contraçunha	2,50	2,50
Cunha	6,00	6,00
Altura sobre a cunha no diâmetro interno	1,00	1,00
Profundidade da ranhura		149,00

5.1.3.5 DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.5, e com o objetivo de otimização de custos adotar-se-á a chapa M250-50A, que é uma das melhores chapas siliciosas de 0,5 mm de espessura disponível atualmente no mercado.

A Tabela 5-6 apresenta todas as principais dimensões do núcleo e informações necessárias para um cálculo elétrico.

Tabela 5-6 - Dimensionamento do núcleo do estator

NÚCLEO DO ESTATOR	unidade	dimensão
Diâmetro interno	mm	13000
Diâmetro externo	mm	13748
Comprimento bruto axial	mm	1600
Largura da ranhura	mm	23,60
Profundidade da ranhura	mm	149,0
Altura radial da coroa do núcleo	mm	210,0
Altura da ranhura para cunha rabo de andorinha	mm	15,0
Número de dutos de ventilação	-	40

Largura do duto de ventilação	mm	5,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M250-50A
Extremidades do núcleo	-	Escadinhas e rasgos
Empilhamento	-	Contínuo
Fator de empilhamento		0,95

5.1.3.6 DIMENSIONAMENTO DO POLO

Para dimensionamento do polo deve se seguir o mesmo procedimento do item 5.1.2.6, porém neste caso com o objetivo de otimização de custos.

As dimensões são decorrentes da otimização das perdas, temperaturas, limites de saturação e limites mecânicos.

A Tabela 5-7 lista as dimensões principais do polo para execução do cálculo elétrico.

Tabela 5-7 - Dimensionamento do polo

POLOS	unidade	dimensão
Largura da sapata	mm	490
Altura da sapata	mm	50
Comprimento axial da sapata polar	mm	1580
Largura do núcleo do polo	mm	340
Altura do núcleo do polo	mm	190
Comprimento axial do núcleo polar	mm	1600
Espessura da chapa do polo	mm	2,0
Número de espiras de cobre	-	19
Espessura do cobre da espira	mm	8
Largura da espira normal / com aleta	mm	100/110
Número de barras amortecedoras	-	6
Diâmetro das barras de amortecimento	mm	18

5.1.3.7 DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO

Com todos os dados de entrada definidos, ou pela especificação técnica, ou pelo engenheiro calculista, executa-se o programa de cálculo elétrico. Do programa se obtém os vários parâmetros de saída que definem o gerador projetado.

-----DADOS DE ENTRADA-----					
Potência Nominal	[kVA]	300000	Tensão nominal	[kV]	16.00
Fator de potência	[-]	0.900	Rotação nominal	[rpm]	120.00
Momento inércia (J)	[T.m ²]	16000	Rotação disparo	[rpm]	230.00
H const de inércia	[s]	4.211	Número de polos	[-]	60
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----					
Diâmetro interno	[mm]	13000.0	Diâmetro externo	[mm]	13728.0
Comprimento núcleo	[mm]	1600.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Número dutos vent	[-]	40	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	200.0	Altura ranhura	[mm]	149.0
Largura da ranhura	[mm]	23.6	Número ranhuras	[-]	612
Tipo chapa silício	[W/kg]	2.50	Espessura chapa	[mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----					
Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	4	Passo enrolamento	[-]	9
Número de fios	[-]	54	Largura fio	[mm]	7.50
Espessura fio	[mm]	1.80	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	3.24	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	8.30	Espessura cunha	[mm]	6.00
-----POLOS-----					
Entreferro	[mm]	24.00	Entreferro máximo	[mm]	36.00
Largura sapata polo	[mm]	490.00	Larg. núcleo polo	[mm]	340.00
Comprimento sapata	[mm]	1580.00	Comprimento núcleo	[mm]	1600.00
Altura sapata	[mm]	50.00	Altura núcleo	[mm]	190.00
Espess chapa polo	[mm]	2.00	Espess colar isol sup	[mm]	8.00
Num espiras normais	[-]	19.00	Num espiras refrig	[-]	0.00
Espess espira normal	[mm]	8.00	Espess espira refrig	[mm]	8.00
Larg espira normal	[mm]	100.00	Larg espira refriger	[mm]	110.00
Núm barras amortec	[-]	6	Diâm. barra amortec	[mm]	18.00
Passo amortecedor	[mm]	62.00	Seção segm amortec	[mm ²]	600.00
-----ANEL MAGNÉTICO-----					
Diâm ext. coroa rot	[mm]	12472.00	Comprim coroa rotor	[mm]	1800.00
Alt Radial coroa rot	[mm]	520.00	Num segm coroa/volta	[-]	15.00
-----DADOS PRINCIPAIS DE SAÍDA-----					
Potência Nominal	[kVA]	300000	Tensão nominal	[kV]	16.00
Fator de potência	[-]	0.900	Rotação nominal	[rpm]	120.00
Momento inércia (J)	[T.m ²]	16000	Rotação disparo	[rpm]	230.00
H const de inércia	[s]	4.211	Número de polos	[-]	60

Fator aproveitamento[-]	9.25	Intens linear corrent[A/mm]	81.11
Dens corrente barra [-]	3.815	Capa de corrente [A2/mm3]	309.42
Relação D/L [-]	8.125	q num.ranh.polo fase [-]	3 + 2 / 5
Fator enrolamento lh[-]	0.93882	Fator enrolamento 3h [-]	-0.54204
Corrente nominal [A]	10825.3	Corrente por barra [mm]	2706.3
Veloc perif nominal [m/s]	81.7	Veloc perif disparo [m/s]	156.6
bps/Tps [-]	0.720	Entref max/nom [-]	1.500
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----			
Diâmetro interno [mm]	13000.0	Diâmetro externo [mm]	13728.0
Comprimento núcleo [mm]	1600.0	Altura da cunha [mm]	15.00
Comp efetivo núcleo [mm]	1330.0	Passo de ranhura [mm]	66.73
Número seg volta [mm]	51.00	Largura segmento [mm]	845.11
Número dutos vent [-]	40	Largura duto vent [mm]	5.00
Altura Yoke [mm]	200.00	Altura ranhura [mm]	149.00
Largura da ranhura [mm]	23.60	Número ranhuras [-]	612
Tipo chapa silicio [W/kg]	2.50	Espessura chapa [mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----			
Número de camadas [-]	2	Espiras por barra [-]	1
Circuitos paralelos [-]	4	Passo enrolamento [-]	9
Número de fios [-]	54	Largura fio [mm]	7.50
Espessura fio [mm]	1.80	Raio fio [mm]	0.65
Isolação principal [mm]	3.24	Isolação fio [mm]	0.10
Separador camada [mm]	8.30	Espessura cunha [mm]	6.00
Seção do fio [mm2]	13.137	Seção da barra/bobina[mm2]	709.42
Larg barra isolada [mm]	22.80	Altura barra isolada [mm]	63.86
Comprimento barra [mm]	2560.00	Compr total conexões [m]	300.00
Kmax [-]	1.49	KN []	1.17
K fator CC/AC [-]	1.1046	Resist 20oC por fase [ohm]	0.001738
Resist Tref p/ fase [ohm]	0.002251	Temp referência Tref [oC]	95
-----POLOS DO ROTOR -----			
Entreferro [mm]	24.00	Entreferro máximo [mm]	36.00
Largura sapata polo [mm]	490.00	Larg. núcleo polo [mm]	340.00
Comprimento sapata [mm]	1580.00	Comprimento núcleo [mm]	1600.00
Altura sapata [mm]	50.00	Altura núcleo [mm]	190.00
Espess chapa polo [mm]	2.00	Espess colar isol sup[mm]	8.00
Tipo de espiras [-]	1	Passo polar [-]	680.68
Num espiras normais [-]	19.00	Num espiras refrig [-]	0.00
Espess espira normal[mm]	8.00	Espess espira refrig [mm]	8.00
Larg espira normal [mm]	100.00	Larg espira refriger [mm]	110.00
Núm barras amortec [-]	6	Diâm. barra amortec [mm]	18.00
Passo amortecedor [mm]	62.00	Seção segm amortec [mm2]	600.00
Dispersão polo vazio[-]	1.146	Dispersão polo carga [-]	1.259
Seção espira normal [mm2]	819.000	Seção espira refriger[mm2]	0.000
Dens corr esp normal[A/mm2]	2.881	Dens corr esp refrig [-]	0.000

Resistência 20 oC [ohm]	0.114226	Resist Temp Refêrenc [oC]	0.147888
Dist espiras refrig [mm]	85.2	Temp referência Tref [oC]	95

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot [mm]	12472.00	Comprim coroa rotor [mm]	1800.00
Alt Radial coroa rot[mm]	520.00	Num segm coroa/volta [-]	15.00

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	1.0074	41058.93
Dente mínimo	1.8598	
Dente médio	1.8274	3813.73
Dente máximo	1.7961	
Coroa	1.3869	260.29
Entreferro polo/anel		1262.27
Polo	1.5862	1458.22
TOTAL		47853.44
Corrente de excitação a vazio	[A]	1259.30
Corrente de excitação do entreferro	[A]	1103.75
Corrente de excitação em curto-circuito	[A]	1208.14

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	1.0230	41694.85
Dente mínimo	1.8886	
Dente médio	1.8557	4645.64
Dente máximo	1.8239	
Coroa	1.4084	3311.16
Reação da armadura		31712.32
Entreferro polo/anel		1408.50
Polo	1.7700	3454.55
Acréscimo (tol)		3449.08
TOTAL		89676.10
Corrente de excitação em carga [A]		2359.90

-----REATÂNCIAS [pu]-----

EIXO DIRETO		EIXO QUADRATURA	
NÃO SATURADO	SATURADO	NÃO SATURADO	SATURADO
Xdu = 1.0946	Xds = 0.9594	Xqu = 0.7460	Xqs = 0.6538
X'du = 0.2867	X'ds = 0.2717		
X"du = 0.2288	X"ds = 0.1945	X"qu = 0.2433	X"qs = 0.2287
		Dispersão	
X2 = 0.2361	X2 = 0.2116	XB = 0.1290	
X0 = 0.1245	X0 = 0.1058	XST = 0.1392	
		XSX = 0.1649	

-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----
T'do = 5.30 Tld = 1.5005 Tllqo = 0.2220
T"do = 0.07 T"d = 0.0558 T"q = 0.0724

-----PERDAS E RENDIMENTO-----
PERDAS [kW]
Perdas Ferro = 636.89
Perdas I2R estator a 95 oC = 791.22
Perdas Adionais = 535.98
Perdas I2R rotor a 95 oC = 832.25
Perdas Excitação = 83.22
Perdas Ventilação = 985.00
Perdas Mancal = 15.00
Perdas TOTAL = 3879.55
RENDIMENTO = 98.583 %

-----RENDIMENTO PONDERADO-----

carga	If	Wi	Pfe	Pcuest	Padic	Pcurot	Pexc	Pvent	Pmancal	Total	Rend
[pu]	[A]	[-]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[%]
1.00	2320.80	56.00	636.89	791.22	535.98	805.18	80.52	985.00	15.00	3849.78	98.59
0.96	2265.50	7.00	636.89	729.18	493.95	767.67	76.77	985.00	15.00	3704.47	98.59
0.90	2182.80	32.00	636.89	640.88	434.14	713.27	71.33	985.00	15.00	3496.51	98.58
0.80	2047.34	4.00	636.89	506.38	343.02	628.53	62.85	985.00	15.00	3177.67	98.55
0.70	1915.05	1.00	636.89	387.70	262.63	551.01	55.10	985.00	15.00	2893.32	98.49
Rendimento médio ponderado											98.587

5.1.4 COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DOS 2 GERADORES DE 300 MVA

Na Tabela 5-8 abaixo pode-se verificar os principais parâmetros do gerador de 300 MVA dimensionado para otimização de rendimento e na coluna ao lado o gerador dimensionado para redução de custos.

Tabela 5-8 - Principais dados dos 2 geradores de 300 MVA

Dados nominais		Eficiência	Custo
Potência nominal	kVA	300000	300000
Tensão nominal	V	16000	16000
Frequência nominal	Hz	60	60
Fator de potência	-	0,90	0,90
Rotação nominal	rpm	120	120
Rotação de disparo	rpm	230	230

Momento de Inércia (J)	tm ²	16000	16000
Núcleo do estator			
Diâmetro interno	mm	12000	13000
Diâmetro externo	mm	12724	13748
Comprimento bruto axial	mm	2350	1600
Largura da ranhura	mm	26,6	23,6
Profundidade da ranhura	mm	157	149
Altura radial da coroa (<i>Yoke</i>)	mm	190	200
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A	M250-50A
Número de ranhuras	-	504	612
Barras Roebel			
Número de fios da barra	-	58	54
Dimensão dos fios	mm	9,00 x 1,80	7,50 x 1,80
Espessura isolamento principal	mm	3,24	3,24
Entreferro nominal			
Entreferro nominal	mm	21	24
Polos			
Largura da sapata	mm	450	490
Altura da sapata	mm	50	50
Comprimento da sapata polar	mm	2320	1580
Largura do núcleo do polo	mm	300	340
Altura do núcleo do polo	mm	220	190

Comprimento do núcleo polar	mm	2350	1600
Espessura da chapa do polo	mm	1,5	2,0
Número de espiras de cobre	mm	18	19
Espessura do cobre da espira	mm	10,0	8,0
Largura espira normal / aleta	mm	90/100	100/110

Parâmetros de controle

Fator de aproveitamento (C)	kVA/(m ³ rpm)	7,39	9,25
Densidade de corrente estator	A/mm ²	2,946	3,815
Intensidade linear corrente	A/mm	72,36	81,11
Capa de corrente	A ² /mm ³	213,2	309,42
Velocidade periférica nominal	m/s	75,4	81,7
Velocidade periférica disparo	m/s	144,5	156,6
Constante de inércia	s	4,211	4,211

INDUÇÕES

Entreferro	T	0,9186	1,0074
Dente @ diam interno	T	1,6898	1,8598
Coroa	T	1,2189	1,3869
Polo em vazio	T	1,5075	1,5862
Polo em carga	T	1,6751	1,7700
Índice de saturação	-	1,09	1,14

REATÂNCIAS

RCC	pu	1,00	1,04
X _{du}	pu	1,0940	1,0946
X' _{du}	pu	0,2837	0,2867
X'' _{ds}	pu	0,1966	0,1945
ELEVAÇÕES DE TEMPERATURAS			
Enrolamento do estator	K	59,4	62,9
Núcleo do estator	K	35,8	33,4
Enrolamento do rotor	K	46,2	76,6
Vazão de ar			
Vazão de ar	m ³ /s	100	150
Total de perdas			
Total de perdas	kW	2806,98	3879,55
Rendimento @ 100 % carga			
Rendimento @ 100 % carga	%	98,971	98,583
Rendimento médio ponderado			
Rendimento médio ponderado	%	98,966	98,578
Peso de chapa aço-silício			
Peso de chapa aço-silício	t	176	131
Peso cobre das barras estator			
Peso cobre das barras estator	t	28	20
Peso cobre do rotor			
Peso cobre do rotor	t	56	40
Peso do gerador			
Peso do gerador	t	1300	1120

É notório que a máquina dimensionada para custos tem a maioria dos parâmetros muito próximos aos seus limites, por exemplo, nota-se que a densidade de corrente da barra e a intensidade linear de corrente estão dentro dos limites sugeridos, porém a capa de corrente ultrapassa o limite superior, mas pelos cálculos detalhados as temperaturas estão sob controle e dentro das garantias. O Índice de saturação também se aproxima do seu limite superior sugerido, e mais uma vez através de cálculos mais detalhados nota-se que a máquina está bem dimensionada. Estes exemplos mostram que os parâmetros com seus limites sugeridos, quando bem controlados e bem estudados podem ser ultrapassados, mas o que não pode acontecer é que todos os parâmetros estejam ultrapassando as fronteiras dos limites.

O gerador dimensionado para custos, tem o seu volume bem reduzido e a maioria dos parâmetros mais importantes mais próximos a fronteira do limite superior, atendendo à especificação técnica quanto aos parâmetros especificados.

5.2 OBJETIVO DAS SIMULAÇÕES DE GERADORES DE 100 MVA

A seguir a simulação através de cálculo elétrico de um hidrogerador de 100 MVA acionados por turbina tipo Francis será exposto em detalhes. Será apresentado um dimensionamento do gerador conforme projeto original com dados originais disponíveis, sendo que este gerador foi fabricado, montado e comissionado com sucesso. A continuação será apresentada outro exercício de dimensionamento, primeiro segundo um projeto atual orientado a obter o rendimento otimizado de um hidrogerador, e outra simulação com projeto atual orientado a obter o menor custo.

Será apresentado uma comparação das principais características dos 3 hidrogeradores: original, projeto atualizado e otimizado para rendimento e por último otimizado para custo.

No próximo item 5.2.1 segue os principais parâmetros especificados pelo cliente.

5.2.1 ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO GERADOR

Potência (Sn)	100 MVA
Tensão nominal (Un)	13800 V
Variação de tensão (DV)	+5 % / -5 %
Fator de potência (fp)	0,85
Frequência nominal (fn)	60 Hz
Rotação nominal (nn)	257,14 rpm
Rotação de disparo (ndisp)	495 rpm
Tipo construtivo	IM8225 ou W-42
Tipo de refrigeração	ICW37A81
Temperatura da água de refrigeração (Tagua)	30 °C
Xdu – Reatância síncrona de eixo D, não saturado	$\leq 1,2$ pu
RCC – Relação de curto-circuito	$\geq 0,87$
X'du – Reatância transitória de eixo D, não saturado	$\leq 0,40$ pu
X''ds – Reatância subtransitória de eixo D, saturado	$0,18 \leq X''ds \leq 0,25$ pu
X''q/X''d – Relação das reatâncias subtransitórias	$\leq 1,35$
Momento de inércia (J)	1050 tm ²
Isolação do estator e rotor	Classe 155(F)

Elevação de temperatura do enrolamento estator	82 K (medido pelos RTDs)
Elevação de temperatura do núcleo do estator	80 K (medido pelos RTDs)
Elevação de temperatura do enrolamento rotor	80 K (medido por variação resistência)
Rendimento mínimo (η)	98,76 % a condições nominais

As perdas do gerador devem ser preferencialmente medidas pelo método calorimétrico, de acordo com a IEC60034-2-1 e IEC 60034-2-2. As seguintes perdas devem estar inclusas no cálculo do rendimento:

- Perdas Ferro
- Perdas I^2R do enrolamento do estator
- Perdas adicionais
- Perdas I^2R no enrolamento de campo
- Perdas do sistema de excitação
- Perdas nas escovas
- Perdas nos mancais (Inclui as perdas do mancal de guia superior, mancal de guia inferior e mancal de escora), óleo a 45 °C
- Perdas de Ventilação, com ar frio a 40 °C
- Temperatura de referência para cálculo do rendimento 75°C

Rendimento médio ponderado (RMPG) 98,60 %

$$RMPG = \frac{\sum_{k=1}^n P_k A_k \eta_k}{\sum_{k=1}^n P_k A_k}$$

Onde:

P_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são as potências parciais à tensão e rotação nominais e um determinado fator de potência.

A_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os fatores de ponderação a uma carga específica e

$$\sum_{k=1}^n A_k = 1$$

η_k ($k=1,2,3,\dots,n$) são os rendimentos à tensão, rotação nominais e a um fator de potência e carga específica.

As cargas parciais e os respectivos fatores de ponderação são:

Potência do gerador [%] (P_k)	Ponderação (A_k)
100	0,10
90	0,18
80	0,22
70	0,20
60	0,20
50	0,10

5.2.2 DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA COM PROJETO ORIGINAL ORIENTADO PARA RENDIMENTO

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2, com a potência de 100 MVA e 28 polos, resulta em uma estimativa de valor $C=7,4$, porém considerando o alto valor especificado de rendimento, um bom valor inicial poderia ser $C < 6,0$, lembrando que o valor C é uma sugestão inicial, e que após exaustivos cálculos mais refinados, analisa-se este valor para verificar a sua aderência à uma faixa normal e razoável. Valores muito fora da faixa é um indicativo que algo está não está de acordo com as práticas normais de dimensionamento.

5.2.2.1 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO DO ESTATOR

O primeiro desafio nesta simulação é a determinação do diâmetro interno do estator, pois há que se considerar que as perdas de ventilação têm a sua variação com a quarta potência do diâmetro interno e o rendimento é de grande importância pois ele está especificado com valor muito arrojado.

Outro item muito importante é realizar esta máquina com custos compatíveis e ao mesmo tempo atender ao momento de inércia especificado, considerando que geradores com maior diâmetro tende a ser mais competitivo.

Logo a determinação do diâmetro interno do estator será um compromisso entre o rendimento e o custo, atendendo ainda todos os outros parâmetros especificados, tais como: temperatura dos enrolamentos e reatâncias.

5.2.2.1.1 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 1

Utilizando as fórmulas (4-81), (4-78) e (4-80) do item 4.12

$$D_{i\ ref} = \sqrt{\frac{4 J C}{\pi \rho_{Fe} I_g \Delta k_j}}$$

$$\Delta k_j = \frac{(k_j^3 + k_j)}{(1 + k_j)^4}$$

$$k_j = 3,6 \ln\left(\frac{S_n}{n_{dis}}\right) - 13$$

Onde:

$$J = 1050 \text{ tm}^2;$$

$$C = 6 \text{ kVA/m}^3/\text{rpm};$$

$$\rho_{Fe} = 7,85 \text{ T/m}^3;$$

$$I_{g\ nd} = \frac{S_r}{n_d} = 202 \text{ kVA/rpm};$$

$$k_j = 3,6 \ln\left(\frac{S_n}{n_{dis}}\right) - 13 = 6,11;$$

$$S_r = 100000 \text{ kVA};$$

$$n_n = 257,14 \text{ rpm};$$

$$n_d = 495 \text{ rpm}.$$

Substituindo estes valores nas fórmulas, resulta em uma primeira estimativa para o diâmetro interno de $D_{i\ ref} = 5,35 \text{ m}$, e a velocidade periférica ($V_p = \pi D_{i\ ref} n_{dis}$) resulta em $V_p = 138,8 \text{ m/s}$.

5.2.2.1.2 DETERMINAÇÃO DO DIÂMETRO INTERNO PELO MÉTODO 2

Este método utiliza as equações (4-74), (4-81) e (4-78), sendo utilizado ainda uma estimativa inicial dos raios do anel magnético e altura radial dos polos e da coroa do rotor.

$r = 2,5 \text{ m}$ Raio externo do anel magnético

$$R = \frac{(R_{polo} + R_{anel})}{2} = \frac{0,25 + 0,5}{2} = 0,375$$

$$k_j = \frac{r}{R} = \frac{2,5}{0,375} = 6,67$$

$$D_{i\ ref} = \sqrt{\frac{4 J C}{\pi \rho_{Fe} I_g \Delta k_j}}$$

$$\Delta k_j = \frac{(k_j^3 + k_j)}{(1 + k_j)^4}$$

Substituindo estes valores nas fórmulas, resulta em uma segunda estimativa para o diâmetro interno de $D_{i\ ref} = 5,47$ m e a velocidade periférica ($V_p = \pi D_{i\ ref} n_{dis}$) resulta em $V_p = 141,9$ m/s

5.2.2.1.3 DIÂMETRO INTERNO ESCOLHIDO

Velocidades periféricas elevadas ou no seu limite máximo são utilizadas em geradores dimensionados para otimização de custos, ou que tenham dificuldades em atender aos requisitos da rotação crítica, onde se objetiva obter máquinas com menor comprimento axial do núcleo e menor distância entre mancais.

Dentre os 2 valores sugeridos para o diâmetro interno do estator 5,35 e 5,47 m, e tendo em conta o alto rendimento especificado, adotou-se o diâmetro interno $D_i = 5,2$ m, e a velocidade periférica $V_p = 134,8$ m/s que está até abaixo dos valores mais comumente utilizados pela comunidade de engenheiros calculistas para este tipo de máquina.

5.2.2.2 DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO AXIAL NÚCLEO DO ESTATOR

Para determinação do comprimento do núcleo do estator utiliza-se a equação (4-40) e o fator de aproveitamento $C=6$ kVA/m³/rpm que representa a densidade volumétrica de energia.

Com $C = 6$ resulta $l_{est} = 2,4$ m, e após vários cálculos executados chegou-se ao valor de $l_{est} = 2,5$ m

5.2.2.3 DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE RANHURAS

Do item 4.7 quando a forma de onda da distribuição circunferencial da densidade de linhas de fluxo magnético adquire uma forma senoidal, demonstra-se que a tensão de fase-neutro (U_{fn}) pode ser escrita como em (4-26):

$$U_{fn} = \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \tau_p f k_w N_{ph} \beta_{max}$$

Para estimativa inicial será adotado o fator de enrolamento $k_w = 0,92$ e $\beta_{max} = 0,8$ T, e obtém-se $N_{ph} = 43$ espiras.

A corrente nominal pode ser calculada pela fórmula abaixo que é um rearranjo da equação (4-25)

$$I_n = \frac{S_r}{\sqrt{3} \cdot U_n} = 4183,7 \text{ A}$$

Para este tipo de máquina deve-se utilizar o projeto com barras Roebel com transposição de 360 graus. O normal para uma barra Roebel é conduzir em torno de 2000 a 3500 A, logo sugere-se utilizar a=2 circuitos paralelos que resulta em 2091,8 A passando na barra Roebel. O número de circuitos paralelos deve ser um divisor do número de polos. Para projeto com barras, $N_{tc} = 1$.

Utilizando a fórmula (4-29) que relaciona número de espiras por fase, número de ranhuras, número de fases e número de circuitos paralelos.

$$N_{ph} = \frac{N_s N_{tc}}{m a}$$

$$N_s = \frac{N_{ph} m a}{N_{tc}} = \frac{43 \cdot 3 \cdot 2}{1} = 258 \text{ ranhuras}$$

Pelos cálculos acima sugere-se aproximadamente 258 ranhuras, e para uma escolha mais assertiva lista-se abaixo uma faixa de possíveis valores de q (número de ranhuras por polo e fase) e correspondente número de ranhuras, afim de facilitar a adoção do melhor valor. O valor de q é de extrema importância pois fornece um indicativo de possíveis riscos de ressonância no estator.

Considerando que se adotou a=2 circuitos paralelos e com 28 polos, possíveis valores para o valor c da equação $q = a \frac{b}{c}$ limita-se a 14, 7, 2 e 1. Para um enrolamento trifásico e equilibrado o valor de c não pode ser múltiplo de 3, porém o número de ranhuras deve ser múltiplo de 3 [44], [45], [46], [47], [48], [49].

A Tabela 5-9 lista os possíveis números de ranhuras para este gerador.

Tabela 5-9 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras

Q	Número de ranhuras N_s
$2 + \frac{1}{2}$	210
$2 + \frac{4}{7}$	216
$2 + \frac{5}{7}$	228
$2 + \frac{6}{7}$	240
3	252
$3 + \frac{1}{7}$	264
$3 + \frac{2}{7}$	276
$3 + \frac{3}{7}$	288
$3 + \frac{1}{2}$	294
$3 + \frac{4}{7}$	300
$3 + \frac{5}{7}$	312
$3 + \frac{6}{7}$	324
4	336

Número de ranhuras muito abaixo do valor sugerido de 258 leva a máquina a valores altos de saturação, e valores maiores leva a máquina a ser menos saturada. Portanto os possíveis números de ranhuras são 252 e 264, mas evitando utilizar ranhuras cujo

denominador seja 7 ($q=a+b/7$), adotou-se 252 ranhuras e $q= 3$. O denominador 7 foi evitado por ser um potencial de risco de ressonância do estator.

Para 252 ranhuras, tem-se que o passo de ranhura é $\tau_n = 64,8$ mm. Este valor está bem dentro da faixa usual (50 a 90 mm) então a escolha do número de ranhuras de 252 continua válido.

Outro parâmetro a ser verificado é a Intensidade linear de corrente que está definido no item 4.9, e expressão (4-42):

$$A_i = 64,5 \text{ A/mm}$$

está bem dentro dos valores recomendados que é de ($60 \leq A_i \leq 85$) conforme item 6.10.2. Sabendo que valores no limite inferior tende a possibilitar máquinas com maior rendimento, logo mais uma vez a confirmação que o número de ranhuras adotado de 252 é acertado assim como a tensão de 13800 V está bem adequado ao projeto.

O valor de $A_i = 64,5$ A/mm está bem dentro dos valores recomendados que é de ($60 \leq A_i \leq 85$) conforme item 4.10.2. Sabendo que valores no limite inferior tende a possibilitar máquinas com maior rendimento, logo mais uma vez a confirmação que o número de ranhuras adotado de 252 é acertado assim como a tensão de 13800 V está bem adequado ao projeto.

O tipo de enrolamento mais indicado para este tipo de máquina é do tipo imbricado, pois este tipo produz menores perdas e mais facilidade de manutenção em caso de falhas em barras. Como o projeto do enrolamento tem 2 paralelos a redução do empuxo magnético não é significativa e não será considerada como item decisório.

5.2.2.4 DIMENSIONAMENTO DOS FIOS DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR

Para o dimensionamento da barra Roebel e a ranhura, aplicar-se-á uma isolamento principal de 2,8 mm de espessura, que significa uma rigidez dielétrica de 2,85 kV/mm. Este valor é ainda um pouco conservativo e tem sido utilizado pelos grandes fabricantes de geradores sendo que pela tecnologia atual poder-se-ia utilizar até o valor máximo de 3,0 kV/mm.

Para o fio de cobre optar-se-á por uma espessura de 1,8 mm com o objetivo de reduzir as perdas adicionais por correntes parasitas e densidade de corrente de aproximadamente 2,4 A/mm². A largura do fio é escolhido considerando que irá definir a largura da ranhura, o qual terá influência na saturação do dente. Foram utilizados 62 fios de 8,00 x 1,80 mm.

A Tabela 5-10 mostra os cálculos para a determinação da largura e profundidade da ranhura, considerando todos os componentes utilizados para embutimento das barras.

Tabela 5-10 - Dimensionamento da ranhura do estator

LARGURA DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre	2 x 8,00	16,00
Isolação dos fios	4 x 0,105	0,42
Espaçador vertical	0,30	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,60	0,60
Sistema de embutimento	0,48	0,48
Largura da ranhura montada		23,70
Largura da ranhura estampada		23,90
PROFUNDIDADE DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre (62 fios)	32 x 1,8	57,60
Isolação dos fios	32 x 2 x 0,105	6,72
Proteção corona interna	2 x 0,15	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,30	0,30
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Altura radial da barra		71,02
Alturas das 2 barras	2 x 71,02	142,04
Separador de camadas	6,3	6,30
Calços de proteção	0,96	0,96
Calços deslizantes	0,80	0,80
Mola ondulada	1,30	1,30
Contracunha	-	-
Cunha	6,00	6,00
Altura cunha/diâmetro interno	1,60	1,60
Profundidade da ranhura		159,00

5.2.2.5 DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.5, e com o objetivo de otimização de rendimento adotar-se-á a chapa M230-50A, que é a melhor chapa siliciosa de 0,5 mm de espessura disponível atualmente no mercado.

A Tabela 5-11 apresenta todas as principais dimensões do núcleo e informações necessárias para um cálculo elétrico.

Tabela 5-11 - Dimensionamento do núcleo do estator

NÚCLEO DO ESTATOR	unidade	dimensão
Diâmetro interno	mm	5200
Diâmetro externo	mm	5900
Comprimento bruto axial	mm	2500
Largura da ranhura	mm	23,90
Profundidade da ranhura	mm	159,0
Altura radial da coroa do núcleo	mm	176,0
Altura da ranhura para cunha rabo de andorinha	mm	15,0
Número de dutos de ventilação	-	34
Largura do duto de ventilação	mm	5,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A
Extremidades do núcleo	-	Escadinhas e rasgos
Empilhamento	-	Estator bipartido
Fator de empilhamento		0,95

5.2.2.6 DIMENSIONAMENTO DO POLO

Para dimensionamento do polo deve se seguir o mesmo procedimento do item 5.1.2.6.

As dimensões são decorrentes da otimização das perdas, temperaturas, limites de saturação e limites mecânicos.

A Tabela 5-12 lista as dimensões principais do polo para execução do cálculo elétrico.

Tabela 5-12 - Dimensionamento do polo

POLOS	unidade	dimensão
Largura da sapata	mm	400
Altura da sapata	mm	42
Comprimento axial da sapata polar	mm	2460
Largura do núcleo do polo	mm	290
Altura do núcleo do polo	mm	189
Comprimento axial do núcleo polar	mm	2500
Espessura da chapa do polo	mm	2,0
Número de espiras de cobre	-	37
Espessura do cobre da espira	mm	4
Largura da espira normal / com aleta	mm	110
Número de barras amortecedoras	-	4
Diâmetro das barras de amortecimento	mm	20

5.2.2.7 DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO

Com todos os dados de entrada definidos, ou pela especificação técnica, ou pelo engenheiro calculista, executa-se o programa de cálculo elétrico. Do programa se obtém os vários parâmetros de saída que definem o gerador projetado.

-----DADOS DE ENTRADA-----					
Potência Nominal	[kVA]	100000	Tensão nominal	[kV]	13.80
Fator de potência	[-]	0.850	Rotação nominal	[rpm]	257.14
Momento inércia (J)	[T.m ²]	1050	Rotação disparo	[rpm]	495.00
H const de inércia	[s]	3.807	Número de polos	[-]	28
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----					
Diâmetro interno	[mm]	5200.0	Diâmetro externo	[mm]	5900.0
Comprimento núcleo	[mm]	2500.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Número dutos vent	[-]	34	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	176.0	Altura ranhura	[mm]	159.0
Largura da ranhura	[mm]	23.9	Número ranhuras	[-]	252
Tipo chapa silício	[W/kg]	2.30	Espessura chapa	[mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----					

Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	2	Passo enrolamento	[-]	8
Número de fios	[-]	62	Largura fio	[mm]	8.00
Espessura fio	[mm]	1.80	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	2.80	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	6.30	Espessura cunha	[mm]	6.00

-----POLOS-----

Entreferro	[mm]	18.00	Entreferro máximo	[mm]	30.00
Largura sapata polo	[mm]	400.00	Larg. núcleo polo	[mm]	290.00
Comprimento sapata	[mm]	2460.00	Comprimento núcleo	[mm]	2460.00
Altura sapata	[mm]	42.00	Altura núcleo	[mm]	189.00
Espess chapa polo	[mm]	2.00	Espess colar isol sup	[mm]	6.00
Num espiras normais	[-]	19.00	Num espiras refrig	[-]	18.00
Espess espira normal	[mm]	4.00	Espess espira refrig	[mm]	4.00
Larg espira normal	[mm]	110.00	Larg espira refriger	[mm]	110.00
Núm barras amortec	[-]	4	Diâm. barra amortec	[mm]	20.00
Passo amortecedor	[mm]	64.60	Seção segm amortec	[mm2]	450.00

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot	[mm]	4702.00	Comprim coroa rotor	[mm]	2700.00
Alt Radial coroa rot	[mm]	550.00	Num segm coroa/volta	[-]	7.00

-----DADOS PRINCIPAIS DE SAIDA-----

Potência Nominal	[kVA]	100000	Tensão nominal	[kV]	13.80
Fator de potência	[-]	0.850	Rotação nominal	[rpm]	257.14
Momento inércia (J)	[T.m2]	1050	Rotação disparo	[rpm]	495.00
H const de inércia	[s]	3.807	Número de polos	[-]	28

Fator aproveitamento	[-]	5.75	Intens linear corrent	[A/mm]	64.54
Dens corrente barra	[-]	2.404	Capa de corrente	[A2/mm3]	155.12
Relação D/L	[-]	2.080	q num.ranh.polo fase	[-]	3 + 0 / 1
Fator enrolamento lh	[-]	0.94521	Fator enrolamento 3h	[-]	-0.57735
Corrente nominal	[A]	4183.7	Corrente por barra	[mm]	2091.8
Veloc perif nominal	[m/s]	70.0	Veloc perif disparo	[m/s]	134.8
bps/Tps	[-]	0.686	Entref max/nom	[-]	1.667

-----NÚCLEO DO ESTATOR-----

Diâmetro interno	[mm]	5200.0	Diâmetro externo	[mm]	5900.0
Comprimento núcleo	[mm]	2500.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Comp efetivo núcleo	[mm]	2213.5	Passo de ranhura	[mm]	64.83
Número seg volta	[mm]	21.00	Largura segmento	[mm]	879.35
Número dutos vent	[-]	34	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	176.00	Altura ranhura	[mm]	159.00
Largura da ranhura	[mm]	23.90	Número ranhuras	[-]	252
Tipo chapa silicio	[W/kg]	2.30	Espessura chapa	[mm]	0.50

-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----

Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
-------------------	-----	---	-------------------	-----	---

Circuitos paralelos [-]	2	Passo enrolamento [-]	8
Número de fios [-]	62	Largura fio [mm]	8.00
Espessura fio [mm]	1.80	Raio fio [mm]	0.65
Isolação principal [mm]	2.80	Isolação fio [mm]	0.10
Separador camada [mm]	6.30	Espessura cunha [mm]	6.00
Seção do fio [mm2]	14.037	Seção da barra/bobina [mm2]	870.31
Larg barra isolada [mm]	22.92	Altura barra isolada [mm]	71.02
Comprimento barra [mm]	3450.00	Compr total conexões [m]	127.00
Kmax [-]	1.72	KN []	1.24
K fator CC/AC [-]	1.1775	Resist 20oC por fase [ohm]	0.003080
Resist Tref p/ fase [ohm]	0.003746	Temp referência Tref [oC]	75

-----POLOS DO ROTOR-----

Entreferro [mm]	18.00	Entreferro máximo [mm]	30.00
Largura sapata polo [mm]	400.00	Larg. núcleo polo [mm]	290.00
Comprimento sapata [mm]	2460.00	Comprimento núcleo [mm]	2460.00
Altura sapata [mm]	42.00	Altura núcleo [mm]	189.00
Espess chapa polo [mm]	2.00	Espess colar isol sup [mm]	6.00
Tipo de espiras [-]	0	Passo polar [-]	583.44
Num espiras normais [-]	19.00	Num espiras refrig [-]	18.00
Espess espira normal [mm]	4.00	Espess espira refrig [mm]	4.00
Larg espira normal [mm]	110.00	Larg espira refriger [mm]	110.00
Núm barras amortec [-]	4	Diâm. barra amortec [mm]	20.00
Passo amortecedor [mm]	64.60	Seção segm amortec [mm2]	450.00
Dispersão polo vazio [-]	1.120	Dispersão polo carga [-]	1.222
Seção espira normal [mm2]	439.000	Seção espira refriger [mm2]	439.000
Dens corr esp normal [A/mm2]	1.683	Dens corr esp refrig [-]	1.683
Resistência 20 oC [ohm]	0.243295	Resist Temp Refêrenc [oC]	0.295874
Dist espiras refrig [mm]	12.9	Temp referência Tref [oC]	75

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot [mm]	4702.00	Comprim coroa rotor [mm]	2700.00
Alt Radial coroa rot [mm]	550.00	Num segm coroa/volta [-]	7.00

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.8343	25999.28
Dente mínimo	1.4756	
Dente médio	1.4074	171.56
Dente máximo	1.3453	
Coroa	0.9650	47.36
Entreferro polo/anel		575.19
Polo	1.2047	610.53
TOTAL		27403.91
Corrente de excitação a vazio	[A]	370.32
Corrente de excitação do entreferro	[A]	356.78
Corrente de excitação em curto-circuito	[A]	428.35

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.8815	27468.67
Dente mínimo	1.5590	
Dente médio	1.4869	404.05
Dente máximo	1.4213	
Coroa	1.0196	519.53
Reação da armadura		22736.21
Entreferro polo/anel		662.81
Polo	1.3882	785.86
Acréscimo (tol)		2103.09
TOTAL		54680.22
Corrente de excitação em carga [A]		738.92

-----REATÂNCIAS [pu]-----

EIXO DIRETO				EIXO QUADRATURA			
NÃO SATURADO		SATURADO		NÃO SATURADO		SATURADO	
Xdu = 1.2006	Xds = 1.1567			Xqu = 0.7520	Xqs = 0.7245		
X'du = 0.2892	X'ds = 0.2851						
X"du = 0.2500	X"ds = 0.2125			X"qu = 0.2911	X"qs = 0.2736		
				Dispersão			
X2 = 0.2705	X2 = 0.2431			XB = 0.1330			
X0 = 0.1389	X0 = 0.1180			XST = 0.1499			
				XSX = 0.1765			

-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----

T'do = 7.51	Tld = 1.8504	Tllqo = 0.2133
T"do = 0.08	T"d = 0.0688	T"q = 0.0826

-----PERDAS E RENDIMENTO-----

	PERDAS [kW]
Perdas Ferro	= 195.98
Perdas I ² R estator a 75 oC	= 196.68
Perdas Adionais	= 103.16
Perdas I ² R rotor a 75 oC	= 164.29
Perdas Excitação	= 16.43
Perdas Ventilação	= 202.50
Perdas Mancal	= 190.00
Perdas TOTAL	= 1069.04
RENDIMENTO	= 98.758 %

-----RENDIMENTO PONDERADO-----

carga	If	Wi	Pfe	Pcuest	Padic	Pcurot	Pexc	Pvent	Pmancal	Total	Rend
[pu]	[A]	[-]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[%]

1.00	738.90	10.00	195.98	196.68	103.16	164.28	16.43	202.50	190.00	1069.03	98.76
0.90	699.30	18.00	195.98	159.31	83.56	147.43	14.74	202.50	190.00	993.53	98.72
0.80	660.40	22.00	195.98	125.88	66.03	131.78	13.18	202.50	190.00	925.34	98.66
0.70	621.90	20.00	195.98	96.37	50.55	117.17	11.72	202.50	190.00	864.30	98.57
0.60	583.70	20.00	195.98	70.80	37.14	103.55	10.35	202.50	190.00	810.33	98.44
0.50	546.00	10.00	195.98	49.17	25.79	90.95	9.09	202.50	190.00	763.48	98.24
Rendimento médio ponderado) Fórmula num 1											98.604

5.2.3 DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA COM PROJETO ATUALIZADO E ORIENTADO PARA RENDIMENTO

No caso anterior, item 5.2.2, utilizou-se um gerador com diâmetro interno de 5200 mm com o objetivo de ter baixa perda de ventilação e na época utilizou-se o tipo de ventilação radial (*rim ventilation*), mas no caso atual deve-se orientar o estudo para otimização de rendimento, com o gerador tendo a ventilação do tipo axial/radial com aletas de ventilação de perfil especial, que são mais eficientes que o tipo radial.

Outra melhoria em relação ao projeto original é a melhoria no dimensionamento do mancal de escora, utilizando material de cobertura da sapata que permite dimensionar com uma pressão específica maior, o que possibilita a redução do mancal e conseqüentemente as perdas.

5.2.3.1 DIÂMETRO INTERNO, COMPRIMENTO E NÚMERO DE RANHURAS

Com a utilização da ventilação axial/radial com aletas de ventilação de perfil especial, que são mais eficientes que o tipo radial, pode-se aumentar um pouco o diâmetro interno do estator com o objetivo de atender ao alto rendimento solicitado e diminuir o custo do gerador.

Com este ganho de perdas pode-se adotar um diâmetro de 5,4 m.

O fator de aproveitamento resultante do cálculo do item anterior foi de $C=5,75$, e nesta máquina orientada para otimização de rendimento, pode-se utilizar um valor maior na ordem de $C=6$. O comprimento axial bruto do núcleo do estator a ser utilizado é de 2,2 m.

Do item 4.7 quando a forma de onda da distribuição circunferencial da densidade de linhas de fluxo magnético adquire uma forma senoidal, demonstra-se que a tensão de fase-neutro (U_{fn}) pode ser escrita como em (4-26):

$$U_{fn} = \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \tau_p f k_w N_{ph} \beta_{max}$$

Para uma estimativa inicial será adotado o fator de enrolamento $k_w = 0,92$ e $\beta_{max} = 0,9 \text{ T}$, e obtém-se $N_{ph} = 42 \text{ espiras}$,

Utilizando a fórmula que relaciona número de espiras por fase, número de ranhuras, número de fases e número de circuitos paralelos,

$$N_{ph} = \frac{N_s \cdot N_{tc}}{m \cdot a}$$

$$N_s = \frac{N_{ph} \cdot m \cdot a}{N_{tc}} = \frac{42 \cdot 3 \cdot 2}{1} = 252 \text{ ranhuras}$$

Pelos cálculos acima sugere-se aproximadamente 252 ranhuras, e para uma escolha mais assertiva lista-se abaixo uma faixa de possíveis valores de q (número de ranhuras por polo e fase) e correspondente número de ranhuras, a fim de facilitar a adoção do melhor valor, O valor de q é de extrema importância pois fornece um indicativo de possíveis riscos de ressonância no estator,

Considerando que se adotou a=2 circuitos paralelos e tem-se 28 polos, possíveis valores para o valor c da equação $q = a \frac{b}{c}$ limita-se a 14, 7, 2 e 1, para um enrolamento trifásico e equilibrado o valor de c não pode ser múltiplo de 3, porém o número de ranhuras deve ser múltiplo de 3.

A Tabela 5-13 lista os possíveis números de ranhuras para este gerador.

Tabela 5-13 - Número de ranhuras por polo e fase x Número de ranhuras

q	Número de ranhuras N_s
$2 + 1/2$	210
$2 + 4/7$	216
$2 + 5/7$	228
$2 + 6/7$	240
3	252
$3 + 1/7$	264
$3 + 2/7$	276
$3 + 3/7$	288
$3+1/2$	294
$3+4/7$	300
$3+5/7$	312
$3+6/7$	324
4	336

Para 252 ranhuras, o passo de ranhura $\tau_n = 67,3$ mm, valor está bem dentro da faixa usual (50 a 90 mm) então a escolha do número de ranhuras de 252 continua válido.

Outro parâmetro a ser verificado é a Intensidade linear de corrente que está definido no item 4.9, e expressão (4-42):

$$A_i = 62,1 \text{ A/mm},$$

está bem dentro dos valores recomendados que é de ($60 \leq A_i \leq 85$) conforme item 4.10.2. Sabendo que valores no limite inferior tende a possibilitar máquinas com maior rendimento, logo mais uma vez a confirmação que o número de ranhuras adotado de 252 é acertado assim como a tensão de 13800 V está bem adequado ao projeto,

O tipo de enrolamento mais indicado para este tipo de máquina é do tipo imbricado, pois este tipo produz menores perdas e mais facilidade de manutenção em caso de falhas em barras, Como o projeto do enrolamento tem 2 paralelos a redução do empuxo magnético não é significativa.

5.2.3.2 DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR

Para o dimensionamento da barra Roebel e a ranhura, segue-se o mesmo procedimento do item 5.2.2.4.

Para o cobre optar-se-á por uma espessura de 1,8 mm com o objetivo de reduzir as perdas adicionais por correntes parasitas e densidade de corrente de aproximadamente $2,4 \text{ A/mm}^2$, A largura do fio é escolhido considerando que irá definir a largura da ranhura, o qual terá influência na saturação do dente, Serão utilizados 62 fios de $8,00 \times 1,80$ mm.

A Tabela 5-14 mostra os cálculos para a determinação da largura e profundidade da ranhura, considerando todos os componentes utilizados para embutimento das barras.

Tabela 5-14 - Dimensionamento da ranhura do estator

LARGURA DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre	2 x 8,00	16,00
Isolação dos fios	4 x 0,105	0,42
Espaçador vertical	0,30	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,60	0,60
Sistema de embutimento	0,48	0,48
Largura da ranhura montada		23,70
Largura da ranhura estampada		23,90

PROFUNDIDADE DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre (58 fios)	32 x 1,8	57,60
Isolação dos fios	32 x 2 x 0,105	6,72
Proteção corona interna	2 x 0,15	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,30	0,30
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Altura radial da barra		71,02
Alturas das 2 barras	2 x 71,02	142,04
Separador de camadas	6,30	6,30
Calços de proteção	0,96	0,96
Calços deslizantes	0,80	0,80
Mola ondulada	1,30	1,30
Contracunha	-	-
Cunha	6,00	6,00
Altura cunha/diâmetro interno	1,60	1,60
Profundidade da ranhura		159,00

5.2.3.3 DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.5, e com o objetivo de otimização de rendimento adotar-se-á a chapa M230-50A, que é a melhor chapa siliciosa de 0.5 mm de espessura disponível atualmente no mercado.

A Tabela 5-15 apresenta todas as principais dimensões do núcleo e informações necessárias para um cálculo elétrico.

Tabela 5-15 - Dimensionamento do núcleo do estator

NÚCLEO DO ESTATOR	unidade	dimensão
Diâmetro interno	mm	5400
Diâmetro externo	mm	6100
Comprimento bruto axial	mm	2200
Largura da ranhura	mm	23,90
Profundidade da ranhura	mm	159,0
Altura radial da coroa do núcleo	mm	176,0
Altura da ranhura para cunha rabo de andorinha	mm	15,0
Número de dutos de ventilação	-	50
Largura do duto de ventilação	mm	5,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A
Extremidades do núcleo	-	Escadinhas e rasgos
Empilhamento	-	Estator bipartido
Fator de empilhamento		0,95

5.2.3.4 DIMENSIONAMENTO DO POLO

Para dimensionamento do polo deve se seguir o mesmo procedimento do item 5.1.2.6.

As dimensões são decorrentes da otimização das perdas, temperaturas, limites de saturação e limites mecânicos.

A Tabela 5-16 lista as dimensões principais do polo para execução do cálculo elétrico.

Tabela 5-16 - Dimensionamento do polo

POLOS	unidade	dimensão
Largura da sapata	mm	440
Altura da sapata	mm	42
Comprimento axial da sapata polar	mm	2160

Largura do núcleo do polo	mm	300
Altura do núcleo do polo	mm	189
Comprimento axial do núcleo polar	mm	2200
Espessura da chapa do polo	mm	2,0
Número de espiras de cobre	-	37
Espessura do cobre da espira	mm	4
Largura da espira normal / com aleta	mm	100
Número de barras amortecedoras	-	4
Diâmetro das barras de amortecimento	mm	20

5.2.3.5 DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO

Com todos os dados de entrada definidos, ou pela especificação técnica, ou pelo engenheiro calculista, executa-se o programa de cálculo elétrico. Do programa se obtém os vários parâmetros de saída que definem o gerador projetado.

-----DADOS DE ENTRADA-----					
Potência Nominal	[kVA]	100000	Tensão nominal	[kV]	13.80
Fator de potência	[-]	0.850	Rotação nominal	[rpm]	257.14
Momento inércia (J)	[T.m ²]	1050	Rotação disparo	[rpm]	495.00
H const de inércia	[s]	3.807	Número de polos	[-]	28
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----					
Diâmetro interno	[mm]	5400.0	Diâmetro externo	[mm]	6100.0
Comprimento núcleo	[mm]	2200.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Número dutos vent	[-]	50	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	176.0	Altura ranhura	[mm]	159.0
Largura da ranhura	[mm]	23.9	Número ranhuras	[-]	252
Tipo chapa silício	[W/kg]	2.30	Espessura chapa	[mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR-----					
Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	2	Passo enrolamento	[-]	8
Número de fios	[-]	62	Largura fio	[mm]	8.00
Espessura fio	[mm]	1.80	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	2.80	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	6.30	Espessura cunha	[mm]	6.00
-----POLOS-----					
Entreferro	[mm]	17.00	Entreferro máximo	[mm]	26.00

Largura sapata polo [mm]	440.00	Larg. núcleo polo [mm]	300.00
Comprimento sapata [mm]	2170.00	Comprimento núcleo [mm]	2200.00
Altura sapata [mm]	42.00	Altura núcleo [mm]	189.00
Espess chapa polo [mm]	2.00	Espess colar isol sup[mm]	6.00
Num espiras normais [-]	19.00	Num espiras refrig [-]	18.00
Espess espira normal[mm]	4.00	Espess espira refrig [mm]	4.00
Larg espira normal [mm]	100.00	Larg espira refriger [mm]	100.00
Núm barras amortec [-]	4	Diâm. barra amortec [mm]	20.00
Passo amortecedor [mm]	64.60	Seção segm amortec [mm2]	450.00

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot [mm]	4702.00	Comprim coroa rotor [mm]	2700.00
Alt Radial coroa rot[mm]	550.00	Num segm coroa/volta [-]	7.00

-----DADOS PRINCIPAIS DE SAIDA-----

Potência Nominal [kVA]	100000	Tensão nominal [kV]	13.80
Fator de potência [-]	0.850	Rotação nominal [rpm]	257.14
Momento inércia (J) [T.m2]	1050	Rotação disparo [rpm]	495.00
H const de inércia [s]	3.807	Número de polos [-]	28

Fator aproveitamento[-]	6.06	Intens linear corrent[A/mm]	62.15
Dens corrente barra [-]	2.404	Capa de corrente [A2/mm3]	149.37
Relação D/L [-]	2.455	q num.ranh.polo fase [-]	3 + 0 / 1
Fator enrolamento 1h[-]	0.94521	Fator enrolamento 3h [-]	-0.57735
Corrente nominal [A]	4183.7	Corrente por barra [mm]	2091.8
Veloc perif nominal [m/s]	72.7	Veloc perif disparo [m/s]	140.0
bps/Tps [-]	0.726	Entref max/nom [-]	1.529

-----NÚCLEO DO ESTATOR-----

Diâmetro interno [mm]	5400.0	Diâmetro externo [mm]	6100.0
Comprimento núcleo [mm]	2200.0	Altura da cunha [mm]	15.00
Comp efetivo núcleo [mm]	1852.5	Passo de ranhura [mm]	67.32
Número seg volta [mm]	21.00	Largura segmento [mm]	909.16
Número dutos vent [-]	50	Largura duto vent [mm]	5.00
Altura Yoke [mm]	176.00	Altura ranhura [mm]	159.00
Largura da ranhura [mm]	23.90	Número ranhuras [-]	252
Tipo chapa silicio [W/kg]	2.30	Espessura chapa [mm]	0.50

-----ENROLAMENTO DO ESTATOR -----

Número de camadas [-]	2	Espiras por barra [-]	1
Circuitos paralelos [-]	2	Passo enrolamento [-]	8
Número de fios [-]	62	Largura fio [mm]	8.00
Espessura fio [mm]	1.80	Raio fio [mm]	0.65
Isolação principal [mm]	2.80	Isolação fio [mm]	0.10
Separador camada [mm]	6.30	Espessura cunha [mm]	6.00
Seção do fio [mm2]	14.037	Seção da barra/bobina[mm2]	870.31
Larg barra isolada [mm]	22.92	Altura barra isolada [mm]	71.02
Comprimento barra [mm]	3150.00	Compr total conexões [m]	127.00

Kmax	[-]	1.72	KN	[]	1.24
K fator CC/AC	[-]	1.1710	Resist 20oC por fase	[ohm]	0.002830
Resist Tref p/ fase	[ohm]	0.003442	Temp referência Tref	[oC]	75

-----POLOS DO ROTOR-----

Entreferro	[mm]	17.00	Entreferro máximo	[mm]	26.00
Largura sapata polo	[mm]	440.00	Larg. núcleo polo	[mm]	300.00
Comprimento sapata	[mm]	2170.00	Comprimento núcleo	[mm]	2200.00
Altura sapata	[mm]	42.00	Altura núcleo	[mm]	189.00
Espess chapa polo	[mm]	2.00	Espess colar isol sup	[mm]	6.00
Tipo de espiras	[-]	0	Passo polar	[-]	605.88
Num espiras normais	[-]	19.00	Num espiras refrig	[-]	18.00
Espess espira normal	[mm]	4.00	Espess espira refrig	[mm]	4.00
Larg espira normal	[mm]	100.00	Larg espira refriger	[mm]	100.00
Núm barras amortec	[-]	4	Diâm. barra amortec	[mm]	20.00
Passo amortecedor	[mm]	64.60	Seção segm amortec	[mm2]	450.00
Dispersão polo vazio	[-]	1.111	Dispersão polo carga	[-]	1.209
Seção espira normal	[mm2]	399.000	Seção espira refriger	[mm2]	399.000
Dens corr esp normal	[A/mm2]	1.849	Dens corr esp refrig	[-]	1.849
Resistência 20 oC	[ohm]	0.243513	Resist Temp Refêrenc	[oC]	0.296139
Dist espiras refrig	[mm]	45.6	Temp referência Tref	[oC]	75

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot	[mm]	4702.00	Comprim coroa rotor	[mm]	2700.00
Alt Radial coroa rot	[mm]	550.00	Num segm coroa/volta	[-]	7.00

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.8659	25569.92
Dente mínimo	1.5786	
Dente médio	1.5096	493.37
Dente máximo	1.4465	
Coroa	1.1794	79.44
Entreferro polo/anel		631.02
Polo	1.3216	710.99
TOTAL		27484.74
Corrente de excitação a vazio	[A]	371.42
Corrente de excitação do entreferro	[A]	351.51
Corrente de excitação em curto-circuito	[A]	416.32

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.8955	26442.17
Dente mínimo	1.6324	
Dente médio	1.5611	773.35
Dente máximo	1.4958	
Coroa	1.2196	922.21

Reação da armadura		22611.26
Entreferro polo/anel		709.96
Polo	1.4869	1029.78
Acréscimo (tol)		2099.55
TOTAL		54588.28
Corrente de excitação em carga [A]		737.68

-----REATÂNCIAS [pu]-----

EIXO DIRETO				EIXO QUADRATURA			
NÃO SATURADO		SATURADO		NÃO SATURADO		SATURADO	
Xdu = 1.1844	Xds = 1.1209			Xqu = 0.8011	Xqs = 0.7581		
X'du = 0.2611	X'ds = 0.2555						
X"du = 0.2227	X"ds = 0.1893			X"qu = 0.2598	X"qs = 0.2442		
				Dispersão			
X2 = 0.2412	X2 = 0.2167			XB = 0.1170			
X0 = 0.1237	X0 = 0.1052			XST = 0.1322			
				XSX = 0.1556			

-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----

T'do = 7.66	Tld = 1.7452	Tllqo = 0.2519
T"do = 0.08	T"d = 0.0673	T"q = 0.0817

-----PERDAS E RENDIMENTO-----

	PERDAS [kW]
Perdas Ferro	= 252.65
Perdas I ² R estator a 75 oC	= 180.74
Perdas Adionais	= 98.84
Perdas I ² R rotor a 75 oC	= 163.89
Perdas Excitação	= 16.39
Perdas Ventilação	= 180.00
Perdas Mancal	= 170.00
Perdas TOTAL	= 1062.51
RENDIMENTO	= 98.765 %

-----RENDIMENTO PONDERADO-----

carga [pu]	If [A]	Wi [-]	Pfe [kW]	Pcuest [kW]	Padic [kW]	Pcurot [kW]	Pexc [kW]	Pvent [kW]	Pmancal [kW]	Total [kW]	Rend [%]
1.00	737.70	10.00	252.65	180.74	98.84	163.90	16.39	180.00	170.00	1062.52	98.77
0.90	697.20	18.00	252.65	146.40	80.06	146.69	14.67	180.00	170.00	990.47	98.72
0.80	657.70	22.00	252.65	115.67	63.26	130.84	13.08	180.00	170.00	925.50	98.66
0.70	618.90	20.00	252.65	88.56	48.43	116.17	11.62	180.00	170.00	867.43	98.56
0.60	580.50	20.00	252.65	65.07	35.58	102.53	10.25	180.00	170.00	816.08	98.43
0.50	543.00	10.00	252.65	45.19	24.71	90.05	9.01	180.00	170.00	771.60	98.22
Rendimento médio ponderado) Fórmula num 1											98.601

5.2.4 DIMENSIONAMENTO DO GERADOR DE 100 MVA ORIENTADO PARA CUSTO

Para início do dimensionamento desse gerador deve-se estimar o novo valor de C, levando em conta que o valor calculado conforme item 5.2.2 foi C=7,4 enquanto que utilizar-se-á um valor menor devido ao alto rendimento requerido, e este valor foi de C=5,7. Considerando que agora o dimensionamento terá como objetivo um gerador com as mesmas características elétricas, porém orientado ao menor custo, adotar-se-á o valor inicial de C=8,0.

5.2.4.1 DIÂMETRO INTERNO, COMPRIMENTO E NÚMERO DE RANHURAS

Nos casos anteriores, itens 5.2.2 e 5.2.3, foram utilizados geradores com diâmetro interno de 5,2 e 5,4 m com o objetivo de ter baixa perda de ventilação. Mas no caso atual, deve-se orientar o estudo para otimização de custo, o que sugere um maior diâmetro do gerador, que no presente caso, adotar-se-á um valor de 6,0 m.

Os fatores de aproveitamentos resultantes dos cálculos dos itens 5.2.2 e 5.2.3 anteriores foram de C=5,7 e C=6,06, e nesta máquina orientada para otimização de custo, pode-se utilizar um valor maior na ordem de C=8. O comprimento axial bruto do núcleo do estator a ser utilizado é de 1350 mm.

Do item 4.7, quando a forma de onda da distribuição circunferencial da densidade de linhas de fluxo magnético adquire uma forma senoidal, demonstra-se que a tensão de fase-neutro (U_{fn}) pode ser escrita como:

$$U_{fn} = \frac{4}{\sqrt{2}} l_{est} \tau_p f k_w N_{ph} \beta_{max}$$

Para uma estimativa inicial será adotado o fator de enrolamento $k_w = 0,93$ e $\beta_{max} = 1,0$ T, e obtém-se $N_{ph} = 56$ espiras.

Utilizando a fórmula que relaciona número de espiras por fase, número de ranhuras, número de fases e número de circuitos paralelos,

$$N_{ph} = \frac{N_s N_{tc}}{m a}$$

$$N_s = 336 \text{ ranhuras}$$

Para 336 ranhuras, o passo de ranhura $\tau_n = 56,1$ mm, este valor está bem dentro da faixa usual (50 a 90 mm) então a escolha do número de ranhuras de 336 continua válido,

Outro parâmetro a ser verificado é a Intensidade linear de corrente que está definido no item 4.9, e expressão (4-42):

$$A_i = 74,6 \text{ A/mm}$$

O valor de $A_i = 74,6$ A/mm está bem dentro dos valores recomendados que é de ($60 \leq A_i \leq 85$) conforme item 4.10.2, logo mais uma vez a confirmação que o número

de ranhuras adotado de 336 é acertado assim como a tensão de 13800 V está bem adequado ao projeto,

O número de ranhuras 336 tem o valor de $q=4$, portanto sem risco de ressonância do estator,

5.2.4.2 DIMENSIONAMENTO DO FIO DE COBRE E RANHURA DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.4, e com o objetivo de otimização de custos adotar-se-á uma densidade de corrente de aproximadamente $3,5 \text{ A/mm}^2$, resultando na configuração de 48 fios de $6,30 \times 2,00 \text{ mm}$.

Tabela 5-17 mostra os cálculos para a determinação da largura e profundidade da ranhura, considerando todos os componentes utilizados para embutimento das barras.

Tabela 5-17 - Dimensionamento da ranhura

LARGURA DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre	2 x 6,30	12,60
Isolação dos fios	4 x 0,105	0,42
Espaçador vertical	0,30	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,60	0,60
Sistema de embutimento	0,48	0,48
Largura da ranhura montada		20,30
Largura da ranhura estampada		20,50

PROFUNDIDADE DA RANHURA	Dimensão [mm]	
Fios de cobre (48 fios)	25 x 2,0	50,00
Isolação dos fios	25 x 2 x 0,105	5,25
Proteção corona interna	2 x 0,15	0,30
Isolação principal	2 x 2,80	5,60
Proteção corona	2 x 0,15	0,30
Tolerância positiva	0,30	0,30
Sistema de embutimento	0,50	0,50
Altura radial da barra		62,25
Alturas das 2 barras	2 x 62,25	124,50
Separador de camadas	6,30	6,30
Calços de proteção	0,50	0,50
Calços deslizantes	0,80	0,80
Mola ondulada	1,30	1,30
Contraçunha	-	-
Cunha	6,00	6,00
Altura cunha/diam interno	1,60	1,60
Profundidade da ranhura		141,00

5.2.4.3 DIMENSIONAMENTO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Seguindo o mesmo procedimento do item 5.1.2.5, e com o objetivo de otimização de custos adotar-se-á a chapa M250-50A, que é uma das melhores chapas siliciosas de 0,5 mm de espessura disponível atualmente no mercado.

A Tabela 5-18 apresenta todas as principais dimensões do núcleo e informações necessárias para um cálculo elétrico.

Tabela 5-18 - Dimensionamento do núcleo

NÚCLEO DO ESTATOR	unidade	dimensão
Diâmetro interno	mm	6000
Diâmetro externo	mm	6712
Comprimento bruto axial	mm	1350
Largura da ranhura	mm	20,50
Profundidade da ranhura	mm	141,0
Altura radial da coroa do núcleo	mm	200,0
Altura da ranhura para cunha rabo de andorinha	mm	15,0
Número de dutos de ventilação	-	34
Largura do duto de ventilação	mm	5,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M250-50A
Extremidades do núcleo	-	Escadinhas e rasgos
Empilhamento	-	Estator bipartido
Fator de empilhamento		0,95

5.2.4.4 DIMENSIONAMENTO DO POLO

Para dimensionamento do polo deve se seguir o mesmo procedimento do item 5.1.2.6, porém neste caso com o objetivo de otimização de custos.

A Tabela 5-19 lista as dimensões principais do polo para execução do cálculo elétrico.

Tabela 5-19 - Dimensionamento do polo

POLOS	unidade	dimensão
Largura da sapata	mm	490
Altura da sapata	mm	50
Comprimento axial da sapata polar	mm	1320

Largura do núcleo do polo	mm	340
Altura do núcleo do polo	mm	210
Comprimento axial do núcleo polar	mm	1350
Espessura da chapa do polo	mm	2,0
Número de espiras de cobre	-	26+14
Espessura do cobre da espira	mm	4
Largura da espira normal / com aleta	mm	100 / 110
Número de barras amortecedoras	-	5
Diâmetro das barras de amortecimento	mm	18

5.2.4.5 DADOS DE ENTRADA E DADOS DE SAÍDA DO PROGRAMA DE CÁLCULO

Com todos os dados de entrada definidos, ou pela especificação técnica, ou pelo engenheiro calculista, executa-se o programa de cálculo elétrico. Do programa se obtém os vários parâmetros de saída que definem o gerador projetado.

-----DADOS DE ENTRADA-----					
Potência Nominal	[kVA]	100000	Tensão nominal	[kV]	13.80
Fator de potência	[-]	0.850	Rotação nominal	[rpm]	257.14
Momento inércia (J)	[T.m ²]	1050	Rotação disparo	[rpm]	495.00
H const de inércia	[s]	3.807	Número de polos	[-]	28
-----NÚCLEO DO ESTATOR-----					
Diâmetro interno	[mm]	6000.0	Diâmetro externo	[mm]	6712.0
Comprimento núcleo	[mm]	1350.0	Altura da cunha	[mm]	15.00
Número dutos vent	[-]	34	Largura duto vent	[mm]	5.00
Altura Yoke	[mm]	200.0	Altura ranhura	[mm]	141.0
Largura da ranhura	[mm]	20.5	Número ranhuras	[-]	336
Tipo chapa silício	[W/kg]	2.50	Espessura chapa	[mm]	0.50
-----ENROLAMENTO DO ESTATOR -----					
Número de camadas	[-]	2	Espiras por barra	[-]	1
Circuitos paralelos	[-]	2	Passo enrolamento	[-]	10
Número de fios	[-]	48	Largura fio	[mm]	6.30
Espessura fio	[mm]	2.00	Raio fio	[mm]	0.65
Isolação principal	[mm]	2.80	Isolação fio	[mm]	0.10
Separador camada	[mm]	6.30	Espessura cunha	[mm]	6.00
-----POLOS-----					
Entreferro	[mm]	20.00	Entreferro máximo	[mm]	30.00
Largura sapata polo	[mm]	490.00	Larg. núcleo polo	[mm]	340.00

Comprimento sapata [mm]	1320.00	Comprimento núcleo [mm]	1350.00
Altura sapata [mm]	50.00	Altura núcleo [mm]	210.00
Espess chapa polo [mm]	2.00	Espess colar isol sup[mm]	6.00
Num espiras normais [-]	26.00	Num espiras refrig [-]	14.00
Espess espira normal[mm]	4.00	Espess espira refrig [mm]	4.00
Larg espira normal [mm]	100.00	Larg espira refriger [mm]	110.00
Núm barras amortec [-]	5	Diâm. barra amortec [mm]	18.00
Passo amortecedor [mm]	56.00	Seção segm amortec [mm2]	450.00

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot [mm]	5440.00	Comprim coroa rotor [mm]	1500.00
Alt Radial coroa rot[mm]	600.00	Num segm coroa/volta [-]	7.00

-----DADOS PRINCIPAIS DE SAIDA-----

Potência Nominal [kVA]	100000	Tensão nominal [kV]	13.80
Fator de potência [-]	0.850	Rotação nominal [rpm]	257.14
Momento inércia (J) [T.m2]	1050	Rotação disparo [rpm]	495.00
H const de inércia [s]	3.807	Número de polos [-]	28

Fator aproveitamento[-]	8.00	Intens linear corrent[A/mm]	74.58
Dens corrente barra [-]	3.561	Capa de corrente [A2/mm3]	265.58
Relação D/L [-]	4.444	q num.ranh.polo fase [-]	4 + 0 / 1
Fator enrolamento 1h[-]	0.92503	Fator enrolamento 3h [-]	-0.46194
Corrente nominal [A]	4183.7	Corrente por barra [mm]	2091.8
Veloc perif nominal [m/s]	80.8	Veloc perif disparo [m/s]	155.5
bps/Tps [-]	0.728	Entref max/nom [-]	1.500

-----NÚCLEO DO ESTATOR-----

Diâmetro interno [mm]	6000.0	Diâmetro externo [mm]	6712.0
Comprimento núcleo [mm]	1350.0	Altura da cunha [mm]	15.00
Comp efetivo núcleo [mm]	1121.0	Passo de ranhura [mm]	56.10
Número seg volta [mm]	28.00	Largura segmento [mm]	751.51
Número dutos vent [-]	34	Largura duto vent [mm]	5.00
Altura Yoke [mm]	200.00	Altura ranhura [mm]	141.00
Largura da ranhura [mm]	20.50	Número ranhuras [-]	336
Tipo chapa silicio [W/kg]	2.50	Espessura chapa [mm]	0.50

-----ENROLAMENTO DO ESTATOR -----

Número de camadas [-]	2	Espiras por barra [-]	1
Circuitos paralelos [-]	2	Passo enrolamento [-]	10
Número de fios [-]	48	Largura fio [mm]	6.30
Espessura fio [mm]	2.00	Raio fio [mm]	0.65
Isolação principal [mm]	2.80	Isolação fio [mm]	0.10
Separador camada [mm]	6.30	Espessura cunha [mm]	6.00
Seção do fio [mm2]	12.237	Seção da barra/bobina[mm2]	587.39
Larg barra isolada [mm]	19.52	Altura barra isolada [mm]	61.95
Comprimento barra [mm]	2330.00	Compr total conexões [m]	137.00
Kmax [-]	1.55	KN []	1.19

K fator CC/AC	[-]	1.1092	Resist 20oC por fase [ohm]	0.004165
Resist Tref p/ fase [ohm]		0.005065	Temp referência Tref [oC]	75

-----POLOS DO ROTOR-----

Entreferro	[mm]	20.00	Entreferro máximo	[mm]	30.00
Largura sapata polo	[mm]	490.00	Larg. núcleo polo	[mm]	340.00
Comprimento sapata	[mm]	1320.00	Comprimento núcleo	[mm]	1350.00
Altura sapata	[mm]	50.00	Altura núcleo	[mm]	210.00
Espess chapa polo	[mm]	2.00	Espess colar isol sup	[mm]	6.00
Tipo de espiras	[-]	0	Passo polar	[-]	673.20
Num espiras normais	[-]	26.00	Num espiras refrig	[-]	14.00
Espess espira normal	[mm]	4.00	Espess espira refrig	[mm]	4.00
Larg espira normal	[mm]	100.00	Larg espira refriger	[mm]	110.00
Núm barras amortec	[-]	5	Diâm. barra amortec	[mm]	18.00
Passo amortecedor	[mm]	56.00	Seção segm amortec	[mm2]	450.00
Dispersão polo vazio	[-]	1.145	Dispersão polo carga	[-]	1.272
Seção espira normal	[mm2]	399.000	Seção espira refriger	[mm2]	439.000
Dens corr esp normal	[A/mm2]	2.367	Dens corr esp refrig	[-]	2.151
Resistência 20 oC	[ohm]	0.179582	Resist Temp Refêrenc	[oC]	0.218391
Dist espiras refrig	[mm]	45.4	Temp referência Tref	[oC]	75

-----ANEL MAGNÉTICO-----

Diâm ext. coroa rot	[mm]	5440.00	Comprim coroa rotor	[mm]	1500.00
Alt Radial coroa rot	[mm]	600.00	Num segm coroa/volta	[-]	7.00

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.9678	33047.56
Dente mínimo	1.8103	
Dente médio	1.7456	2250.75
Dente máximo	1.6854	
Coroa	1.3166	164.39
Entreferro polo/anel		717.40
Polo	1.5025	1207.60
TOTAL		37387.70
Corrente de excitação a vazio	[A]	467.35
Corrente de excitação do entreferro	[A]	419.37
Corrente de excitação em curto-circuito	[A]	498.18

-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----

	Indução [T]	FMM [A.E]
Entreferro	0.9970	34044.13
Dente mínimo	1.8649	
Dente médio	1.7983	2991.88
Dente máximo	1.7363	
Coroa	1.3563	2203.57
Reação da armadura		29489.88

Entreferro polo/anel		821.43
Polo	1.7204	3093.71
Acréscimo (tol)		2905.78
TOTAL		75550.38
Corrente de excitação em carga [A]		944.38

-----REATÂNCIAS [pu]-----

EIXO DIRETO				EIXO QUADRATURA			
NÃO SATURADO		SATURADO		NÃO SATURADO		SATURADO	
Xdu = 1.1879	Xds = 1.0660	Xqu = 0.8091	Xqs = 0.7260				
X'du = 0.2855	X'ds = 0.2717						
X"du = 0.2229	X"ds = 0.1894	X"qu = 0.2406	X"qs = 0.2262				
		Dispersão					
X2 = 0.2318	X2 = 0.2078	XB = 0.1223					
X0 = 0.1022	X0 = 0.0868	XST = 0.1268					
		XSX = 0.1513					

-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----

T'do = 7.45	Tld = 1.8993	Tllqo = 0.2377
T"do = 0.07	T"d = 0.0583	T"q = 0.0707

-----PERDAS E RENDIMENTO-----

	PERDAS [kW]
Perdas Ferro	= 227.76
Perdas I2R estator a 75 oC	= 265.95
Perdas Adionais	= 170.26
Perdas I2R rotor a 75 oC	= 198.26
Perdas Excitação	= 19.83
Perdas Ventilação	= 327.26
Perdas Mancal	= 220.00
Perdas TOTAL	= 1429.32
RENDIMENTO	= 98.346 %

-----RENDIMENTO PONDERADO-----

carga	If	Wi	Pfe	Pcuest	Padic	Pcurot	Pexc	Pvent	Pmancal	Total	Rend
[pu]	[A]	[-]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[kW]	[%]
1.00	939.00	10.00	227.76	265.95	170.26	196.05	19.60	327.26	220.00	1426.88	98.35
0.90	882.40	18.00	227.76	215.42	137.91	173.53	17.35	327.26	220.00	1319.24	98.30
0.80	826.90	22.00	227.76	170.21	108.97	152.82	15.28	327.26	220.00	1222.29	98.23
0.70	774.40	20.00	227.76	130.31	83.43	134.46	13.45	327.26	220.00	1136.66	98.13
0.60	723.20	20.00	227.76	95.74	61.29	117.71	11.77	327.26	220.00	1061.54	97.96
0.50	674.60	10.00	227.76	66.49	42.57	102.88	10.29	327.26	220.00	997.24	97.71
Rendimento médio ponderado) Fórmula num 1											98.165

5.2.5 COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DOS 3 GERADORES DE 100 MVA

Na Tabela 5-20 abaixo pode-se verificar os principais parâmetros de 1 gerador com projeto original orientado para rendimento, outro com projeto mais atualizado e dimensionado para otimização de rendimento e na coluna ao lado o gerador dimensionado para redução de custos.

Tabela 5-20 - Comparativo entre as 3 soluções

Dados nominais		Original	Rendimen to	Custo
Potência nominal	kVA	100000	100000	100000
Tensão nominal	V	13800	13800	13800
Frequência nominal	Hz	60	60	60
Fator de potência	-	0,85	0,85	0,85
Rotação nominal	rpm	257,14	257,14	257,14
Rotação de disparo	rpm	495	495	495
Momento de Inércia (J)	tm ²	1050	1050	1050
Núcleo do estator				
		Original	Rendimen to	Custo
Diâmetro interno	mm	5200	5400	6000
Diâmetro externo	mm	5900	6100	6712
Comprimento bruto axial	mm	2500	2200	1350
Largura da ranhura	mm	23,9	23,9	20,5
Profundidade da ranhura	mm	159,0	159,0	141,0
Altura radial da coroa	mm	176,0	176,0	200,0
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A	M230-50A	M250-50A
Número de ranhuras	-	252	252	336
Barras Roebel				
Número de fios da barra	-	62	62	48
Dimensão dos fios	mm	8,00 x 1,80	8,00 x 1,80	6,30 x 2,00
Espessura isolamento principal	mm	2,8	2,8	2,8
Entreferro nominal				
	mm	18	17	20

Polos		Original	Rendimen to	Custo
Largura da sapata	mm	400	440	490
Altura da sapata	mm	42	42	50
Comprimento da sapata polar	mm	2460	2170	1320
Largura do núcleo do polo	mm	290	300	340
Altura do núcleo do polo	mm	189	189	210
Comprimento do núcleo polar	mm	2500	2200	1350
Espessura da chapa do polo	mm	2,0	2,0	2,0
Número de espiras de cobre	mm	37	37	26+14
Espessura do cobre da espira	mm	4,0	4,0	4,0
Largura espira normal / aleta	mm	110/110	100/100	100/110
Parâmetros de controle		Original	Rendimento	Custo
Fator de aproveitamento (C)	kVA/(m ³ rpm)	5,75	6,06	8,0
Densidade de corrente estator	A/mm ²	2,404	2,404	3,561
Intensidade linear corrente	A/mm	64,54	62,15	74,58
Capa de corrente	A ² /mm ³	155,12	149,37	265,58
Velocidade periférica nominal	m/s	70,0	72,7	80,8
Velocidade periférica disparo	m/s	134,8	140,0	155,5
Constante de inércia	s	3,807	3,807	3,807
INDUÇÕES		Original	Rendimento	Custo
Entreferro	T	0,8343	0,8659	0,9678
Dente @ diâmetro interno	T	1,4756	1,5786	1,8103
Coroa	T	0,9650	1,1794	1,3166
Polo em vazio	T	1,2047	1,3216	1,5025
Polo em carga	T	1,3882	1,4869	1,7204
Índice de saturação	-	1,04	1,06	1,11
REATÂNCIAS		Original	Rendimento	Custo

RCC	pu	0,8645	0,8921	0,9381
Xdu	pu	1,2006	1,1844	1,1879
X'du	pu	0,2892	0,2611	0,2855
X''ds	pu	0,2125	0,1893	0,1894

ELEVAÇÕES TEMPERATURAS	DE		Original	Rendimento	Custo
Enrolamento do estator	K		61,1	57,5	50,2
Núcleo do estator	K		44,7	44,4	29,6
Enrolamento do rotor	K		77,7	77,7	59,1
Vazão de ar	m ³ /s		30,0	30,0	65,0
Total de perdas	kW		1069,04	1062,51	1429,32
Rendimento @ 100 % carga	%		98,758	98,765	98,346
Rendimento ponderado	médio	%	98,604	98,601	98,165
Peso de chapa siliciosa	t		85	74	52
Peso cobre das barras estator	t		14	13	8
Peso cobre do rotor	t		27	22	17
Peso do gerador	t		520	480	390

O gerador dimensionado para custos, tem o seu volume bem reduzido e a maioria dos parâmetros mais importantes mais próximos a fronteira do limite superior, atendendo à especificação técnica quanto aos parâmetros especificados.

5.3 COMPARATIVO DOS PRINCIPAIS DADOS DAS SIMULAÇÕES DOS GERADORES

Para se ter uma melhor visão da comparação entre os geradores calculados para otimização de rendimento e para otimização de custos, lista-se abaixo na Tabela 5-21 os principais parâmetros que são impactados por estes cálculos. Para cada parâmetro listado, preenche-se a tabela com os valores para os geradores de 300 e 100 MVA, quando otimizado para rendimento e para custos.

Tabela 5-21 - Comparativo dos principais dados das simulações dos geradores

Descrição	Unidade	Simulação num. 1		Simulação num. 2	
		Rendimento	Custo	Rendimento	Custo

Potência	MVA	300		100	
Diâmetro Interno do estator	mm	12000	13000	5400	6000
Comprimento do núcleo	mm	2350	1600	2200	1350
Tipo de chapa siliciosa	-	M230-50A	M250-50A	M230-50A	M250-50A
Número de ranhuras	-	504	612	252	336
Fator aproveitamento (C)	kVA/m ³ rpm	7,39	9,25	6,06	8,0
Densidade corrente estator	A/mm ²	2,946	3,815	2,404	3,561
Intensidade linear corrente	A/mm	72,36	81,11	62,15	74,58
Capa de corrente	A ² /mm ³	213,2	309,42	149,37	265,58
Velocidade periférica nominal	m/s	75,4	81,7	72,7	80,8
Velocidade periférica disparo	m/s	144,5	156,5	140,0	155,5
Induções					
Entreferro	T	0,9185	1,0074	0,8659	0,9678
Dente	T	1,6898	1,8598	1,576	1,8103
Coroa	T	1,2189	1,3869	1,1794	1,3166
Polos em carga	T	1,6751	1,7700	1,4869	1,7204
Índice de saturação	-	1,09	1,14	1,06	1,11
Rendimento @ 100 % carga	%	98,971	98,583	98,765	98,346
Rend. médio ponderado	%	98,966	98,578	98,601	98,165
Peso chapa aço-silício	t	176	131	74	52
Peso cobre estator	t	28	20	13	8
Peso cobre rotor	t	56	40	22	17
Peso do gerador	t	1300	1120	480	390
Peso do gerador	%	100	86,1	100	81,2

É notório que a máquina dimensionada para custos tem a maioria dos parâmetros muito próximos aos seus limites, por exemplo, nota-se que a densidade de corrente da barra e a intensidade linear de corrente estão dentro dos limites sugeridos, porém a capa de corrente ultrapassa o limite superior, mas pelos cálculos detalhados as temperaturas estão sob controle e dentro das garantias. O Índice de saturação também se aproxima do seu limite superior sugerido, e mais uma vez através de cálculos mais detalhados nota-se que a máquina está bem dimensionada. Estes exemplos mostram que os parâmetros com seus limites sugeridos, quando bem controlados e bem estudados podem ser ultrapassados, mas o que não pode acontecer é que todos os parâmetros estejam ultrapassando as fronteiras dos limites.

O gerador dimensionado para custos, tem o seu volume bem reduzido e a maioria dos parâmetros mais importantes mais próximos a fronteira do limite superior, atendendo à especificação técnica quanto aos parâmetros especificados.

Para um investidor com visão de curto prazo, a escolha mais natural seria investir nos geradores otimizados para menores custos. Como normalmente a concessão de uma usina é de 30 anos, o investidor deveria ter a visão de longo prazo. Para auxiliar a tomada de decisão apresenta-se no próximo item um estudo simplificado de custo, ganhos de energia e retorno do investimento.

5.3.1 GANHOS DE ENERGIA E RETORNO DE INVESTIMENTO

Uma vez que se tem apresentado as diferenças decorrentes das orientações de projeto, seja para rendimento ou custo, parece edificante apresentar os ganhos energéticos proporcionados por cada solução. Com essa finalidade, para cada carga parcial, calcular-se-ão os ganhos de perdas entre as alternativas de alto rendimento (que aqui será denominado de Alt1), e a alternativa de baixo custo (denominada como Alt2).

Prevendo algumas paradas durante o ano, e sendo conservativo pode-se adotar o ano como tendo 8000 h de operação (sendo que o ano completo tem 8760 h = 24 h x 365 dias/por ano), depois calcula-se o número de horas que o gerador opera a cada carga da ponderação, e multiplicando pelo ganho de perdas em cada ponto, tem-se o ganho de energia anual. Estes cálculos estão resumidos na Tabela 5-22 abaixo.

Tabela 5-22 – Ganho de energia anual máquina de 300 MVA

Gerador de 300 MVA						
Potência [pu]	Fator de ponderação A_k	Perdas Alt1 [kW]	Perdas Alt2 [kW]	Ganho de perdas [kW]	Nº hs ponderado por ano [h]	Ganho de energia [MWh]
1,00	0,56	2807,00	3849,78	1042,78	4480	4671,65
0,96	0,07	2699,27	3704,47	1005,20	560	562,91
0,90	0,32	2546,45	3496,51	950,06	2560	2432,15
0,80	0,04	2313,65	3177,67	864,02	320	276,49
0,70	0,01	2105,26	2893,32	788,06	80	63,04
Soma					8000	8006,25

O mesmo estudo foi feito para o gerador de 100 MVA, cujos valores estão resumidos na Tabela 5-23 abaixo.

Tabela 5-23 – Ganho de energia anual máquina de 100 MVA

Gerador de 100 MVA						
Potência [pu]	Fator de ponderação A_k	Perdas Alt1 [kW]	Perdas Alt2 [kW]	Ganho de perdas [kW]	Nº Hs ponderado por ano [h]	Ganho de energia [MWh]
1,00	0,10	1062,50	1426,88	364,38	800	291,50
0,9	0,18	990,47	1319,24	328,77	1440	473,43
0,80	0,22	925,50	1222,29	296,79	1760	522,35
0,70	0,20	867,43	1136,66	269,23	1600	430,77
0,60	0,20	816,08	1061,54	245,46	1600	392,74
0,50	0,10	771,60	997,24	225,64	800	180,51
Soma					8000	2291,30

Com o ganho de energia já equacionado, lista-se na Tabela 5-24 abaixo o aumento de massa do gerador dimensionado para otimização do rendimento.

Tabela 5-24 - Aumento em massa dos geradores

Gerador	Massa gerador Alt1 [T]	Massa gerador Alt 2 [T]	Aumento da massa do gerador [T]
300 MVA	1300	1120	180
100 MVA	480	390	90

O próximo desafio consiste em pesquisar na internet e obter uma média para o preço de venda de energia e a mais difícil é obter o preço médio de venda dos geradores em função do seu peso.

Consultando o site da ONS [50] e considerando o período de 06/09/2018 até 01/12/2022, o preço médio da energia é de R\$ 200,00 / MWh.

Pelo site da ANEEL [51] o preço médio da energia hidráulica fica em torno de R\$ 206,03 MWh. Portanto para o estudo deste trabalho pode-se considerar um preço de R\$ 200,00/MWh.

Para estimar o preço de venda de um gerador de grande porte a tarefa é mais difícil, pois não se encontra referências na Internet. A solução foi consultar um engenheiro de vendas sênior que trabalhou em uma grande fabricante de equipamentos para usinas hidroelétricas, e também basear na minha experiência de anos trabalhando com projeto e fabricação de geradores. Para geradores de 1300 t o preço estimativo é de R\$ 80/kg e para gerador de 500 t o preço estimativo é de R\$ 110/kg.

Com o aumento de preço devido ao gerador com maior eficiência e ganho em energia produzida por ter menores perdas, pode se estimar o tempo necessário para fazer o balanço entre pagamento e recebimento, ou seja, aumento do preço versus aumento de produção de energia. Os resumos destes cálculos estão listados na Tabela 5-25 abaixo.

Tabela 5-25 – Balanço aumento do preço versus produção de energia

Gerador	Aumento de energia anual [MW]		Aumento no gerador		Tempo para equiparar energia x preço [anos]
	[MWh]	[R\$]	R\$ 80,00/kg (300 MVA) e R\$ 110/kg (100 MVA)	Massa [t] Preço [R\$]	
300 MVA	8006,25	1.601.250	180	14.400.000	9,0
100 MVA	2291,30	458.260	90	9.900.000	21,6

Apesar do aumento do preço do gerador orientado a eficiência, este colabora mitigando em parte os impactos ambientais, e ao mesmo tempo pode produzir mais energia fazendo com que em alguns anos o aumento do preço seja compensado pela venda da energia.

6 CONCLUSÃO

Depois de apresentar uma breve introdução à engenharia do projeto de hidrogeradores, discorrer sobre as perdas que incidem no cálculo do rendimento dessas máquinas. Esses rudimentos foram aplicados para expor técnicas de otimização do cálculo eletromagnético dessas máquinas.

Deve se fazer notar que não há uma base teórica para a construção de fundamentos de otimização de projeto de geradores; por isso, nessa dissertação foram apresentadas as regras amalhadas ao longo dos mais de quarenta anos da experiência do autor no seu cotidiano de projeto de hidrogeradores.

Para ilustrar esses procedimentos se propuseram dois casos de aplicação:

- Caso A: um gerador hipotético de 300 MVA e 120 rpm, com o intuito de expor os procedimentos de otimização;
- Caso B: um gerador de 100 MVA e 257,14 rpm que retrata uma máquina real, fabricada, projetada e comissionada com êxito.
 - Caso B1: sobre o projeto da máquina construída, elabora-se uma versão com o mesmo alto rendimento, porém, introduzindo atualizações tecnológicas com as que poderia se reduzir o custo original;
 - Caso B2: no lugar do projeto original, elabora-se um gerador totalmente orientado para redução de custo.

No Caso A, foram estudados dois casos, um orientado a obter elevado rendimento e o outro direcionado para uma solução competitiva de baixo custo.

Significando que em ambos os casos foram executadas duas simulações de dimensionamento de geradores com diferentes características, sendo que em cada simulação se promoveram estudos com projeto orientado a rendimento e projeto orientado a custos. No processo de concepção, explicou-se todos os passos para estimativa das dimensões, sendo as dimensões finais resultado de um exaustivo trabalho de cálculo elétrico, onde se procurou atingir além de todos os parâmetros especificados, o rendimento otimizado. Na simulação orientado a custos, todos os parâmetros especificados foram atendidos a menos dos rendimentos que foram preteridos em benefício de uma redução competitiva de custos.

No processo de dimensionamento dos geradores se demonstra a aplicação de algumas regras de ouro para cada propósito específico.

Para obter geradores orientados à redução de custo:

- Fator de aproveitamento mais elevado possível;
- O diâmetro interno do estator será o maior possível, limitado pela velocidade periférica (180 m/s) significando os limites de tensões mecânicas;
- A capa de corrente deverá ser a maior possível, limitado pela máxima elevação de temperatura especificada. Implica que a densidade de corrente direcionará a

elevação de temperatura e a intensidade linear de corrente praticada estará no seu limiar para a gestão das reatâncias especificadas.

- . A máquina em geral apresentará um elevado índice de saturação, significando que as induções magnéticas serão dimensionadas em direção aos seus limites superiores.

Em consequência, densidade de corrente, junto com um alto valor de intensidade linear de corrente significará menor quantidade de cobre no estator e rotor.

Máquina mais saturada significa menor seção de núcleo magnético, implicando em diminuição direta do peso do gerador (menor quantidade de chapas siliciosas).

Com essas ações, para mesma constante de inércia, em geral obtém-se um rotor mais leve que terá consequência no projeto de um mancal de escora mais barato.

Já para obter geradores orientados a maiores rendimentos, pode-se apontar as seguintes diretrizes gerais demonstradas nos casos estudados:

- . O fator de aproveitamento será bastante generoso, significando um volume maior sob o entreferro;
- . Contudo, o diâmetro interno do estator praticado, deverá ser o menor possível, posto que as perdas de ventilação variam com a quarta potência desse diâmetro e, em máquinas relativamente rápidas as perdas de ventilação, devido ao atrito viscoso com o ar, adquirem um impacto significativo no cálculo do rendimento;
- . O dimensionamento dos enrolamentos do estator e do rotor deverão buscar os menores valores possíveis de perdas por efeito Joule;
- . O circuito magnético deverá se beneficiar da melhor qualidade de chapa de aço-silício e o índice de saturação do gerador deverá estar o mais próximo possível da unidade.

Em complemento às regras de otimização de projeto de hidrogeradores, foi realizado um estudo comparando o ganho de energia com o incremento relativo de preço em cada um dos casos estudados. Pode-se concluir que apesar do impacto relativo no preço imposto pelo rendimento otimizado, observou-se que além de mitigar impactos ambientais, a maior produção de energia, a longo prazo, será compensada pela maior disponibilidade de venda de energia. Isso sem levar em consideração a redução dimensional nas obras civis da casa de máquina que, certamente, compensará o investimento adicional nos geradores.

6.1 RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

A mudança na matriz energética está levando à substituição da produção de energia convencional, gerada por máquinas síncronas rotativas, para parques de potência com baixa ou nenhuma inércia e sem recursos para a gestão de potência reativa. Esses novos parques são representados por fazendas eólicas e de energia solar consolidadas pela mídia como renováveis. Em comparação com esses parques de energias renováveis, as máquinas síncronas, principalmente as de polos salientes, oferecem uma elevada

constante de inércia, associada a uma inigualável flexibilidade na gestão de reativos e contribuindo para melhorar a capacidade de curto-circuito do sistema de transmissão. Fica como sugestão acrescentar um estudo similar a este, mas com a seguinte denominação: “PROJETO DE HIDROGERADORES ORIENTADO A INÉRCIA”.

Normalmente gerador com alta eficiência pode ser dimensionado com temperaturas mais baixas quando comparado a um gerador normal. Pela teoria de Arrhenius gerador operando com temperatura mais baixa tem uma vida útil mais longa, e adicionando o fato que máquinas mais frias tem a tendência de ter menores custos de manutenção. Este ganho poderia ser quantificado e adicionado à análise anterior.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] E. Bortoni, R. T. Siniscalchi, S. Vaschetto, M. A. Darmani e A. Cavagnino, "Efficiency Mapping and Weighted Average Efficiency for Large Hydrogenerators," *IEEE Open Journal Industry Applications*, January 2021.
- [2] E. C. Bortoni, *Efficiency Map and Weighted Average Efficiency for synchronous machines for Hydropower Plants*, Itajubá, MG, 2019.
- [3] J. J. Rocha E, *PRINCÍPIOS DE DIMENSIONAMENTO ELETROMAGNÉTICO E TÉRMICO DE UM GERADOR SÍNCRONO DE POLOS SALIENTES*, 2018.
- [4] Karl Astrom, *Productivity Improvements in Assembly Vertical synchronous generators stator core and rotor rim*, UPPSALA UNIVERSITET, 2014.
- [5] DEDINI, "DEDINI INDÚSTRIAS DE BASE, PIRACICABA," 2010. [Online]. Available: <https://www.dedini.com.br/index.php/setores-de-mercado/infraestrutura-e-energia/hidrogeracao>. [Acesso em MAIO 2023].
- [6] W. OLIVEIRA, M. Uemori, J. J. R. ECHEVERRIA e C. DIAS, *Barras Roebel versus bobinas multiplas espiras*, Florianópolis, SC: XXI SNTPEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 2011.
- [7] J. J. R. Echeverria, *LIMITACIONES CONSTRUCTIVAS DE DEVANADOS ESTATORICOS Y LA OPCIÓN ENTRE BARRAS TIPO ROEBEL O BOBINAS DE MULTIPLAS ESPIRAS*, FOZ DO IGUAÇU, PR, 2001.
- [8] BRASIL ENERGIA, "ENERGIA HOJE," 18 JULHO 2019. [Online]. Available: <https://energiahoje.editorabrasilenergia.com.br/belo-monte-opera-em-potencia-maxima/>.
- [9] "https://www.google.com/search?q=hydro+generator+shaft&source=lms&bih=625&biw=1366&hl=pt-BR&sa=X&ved=2ahUKEwj0qK3V6-_8AhXxNbkGHbaSCkkQ_AUoAHoECAEQAA#ip=1," [Online]. Available: https://www.google.com/search?q=hydro+generator+shaft&source=lms&bih=625&biw=1366&hl=pt-BR&sa=X&ved=2ahUKEwj0qK3V6-_8AhXxNbkGHbaSCkkQ_AUoAHoECAEQAA#ip=1. [Acesso em MAIO 2023].

- [10] “UNIDADES GERADORAS,” ITAIPU, [Online]. Available: <https://www.itaipu.gov.br/energia/unidades-geradoras>. [Acesso em MAIO 2023].
- [11] J. J. Rocha E., A. L. O. Torres, J. R. Da Silva , E. Von Zuben, M. Uemori e T. Hildinger, “Desafios no cálculo e no projeto de hidrogeradores de grande potência no século XX,” *XXV SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, p. 12, 10 a 13 Novembro 2019.
- [12] IEC 60034-2-1, *Rotating electrical machines - Part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles)*, 2014.
- [13] IEC 60034-2-2, *Rotating electrical machines - Part 2-2: Specific methods for determining separate losses of large machines from tests - Supplement to IEC 60034-2-1*, 2010.
- [14] IEC 60034-33, *Rotating electrical machines - Part 33: Synchronous hydrogenerators including motor-generator - Specific requirements*, 2022.
- [15] REIVAX, “<https://www.reivax.com/pt/solucoes/rtx-excitation-system-and-voltage-regulator/>,” [Online]. Available: <https://www.reivax.com/pt/solucoes/rtx-excitation-system-and-voltage-regulator/>. [Acesso em 09 junho 2023].
- [16] ADELCO, “https://www.adelco.com.br/pt_br/transformadores-reatores/,” [Online]. Available: https://www.adelco.com.br/pt_br/transformadores-reatores/. [Acesso em 09 Junho 2023].
- [17] IEC 60034-2, *Rotating electrical machines - Part 2: Methods for determining losses and efficiency of rotating electrical machinery from tests (excluding machines for traction vehicles)*, 1996.
- [18] IEEE C50.12, *IEEE Standard for Salient-Pole 50 Hz and 60 Hz Synchronous Generators and Generators/Motors for Hydraulic Turbine Application Rated 5 MVA and Above*, 2005.
- [19] ISO 5801, *FANS - Performance testing using standardized airways*, 2017.

- [20] G. Traxler-Samek, Analytical and Numerical Design Methods for the Electromechanical Calculation of Hydrogenerators, Nov 2014.
- [21] G. Traxler-Samek, T. Lugand e a. A. Schwery., “Additional losses in the damper winding of large hydrogenerators at open-circuit and load conditions,” Vols. %1 de %2vol. 57, no. 1, p. pp. 154–160, January 2010.
- [22] G. Traxler-Samek, R. Zickermann e a. A. Schwery, “Cooling airflow, losses, and temperatures in large air-cooled synchronous machines.,” vol. 57(1), pp. 172-180, 2010.
- [23] M. Uemori, P. Neubauer, O. Berchtold e M. Spiridon, *PEEK-Nova tecnologia aplicada em revestimento para mancal de escora, resultados da aplicação em um gerador*, Belo Horizonte, MG: XXV SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 2019.
- [24] J. Rocha, W. Oliveira e M. Uemori, *A especificação dos principais parâmetros e sua influência no custo dos geradores síncronos*, Brasília, DF: XXII SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 2013.
- [25] E. C. Bortoni, R. T. Siniscalchi e J. A. Jardini, *Determination of Hydrogenerator Efficiency Using Infrared Thermal Imaging Techniques,,* Vols. %1 de %2vol. 26, no. 4, IEEE Trans on Energy Conversion, 2011, pp. pp. 1134-1139.
- [26] APERAM, *AÇOS ELÉTRICOS DE GRÃO ORIENTADO E DE GRÃO NÃO ORIENTADO*, TIMOTEO, MG, 2012.
- [27] Technical Brochure 813, WG A1.49, W. A. CIGRE,, Magnetic Core dimensioning limits in Hydrogenerators, PARIS: CIGRE, Sep 2020.
- [28] J. ROCHA ECHEVERRIA e A. PENTEADO JUNIOR, *The influence of damper winding slot pitch upon losses and synchronizing torque*, vol. S.M. 100: proceedings, Zurich: International Conference on the Evolution and Modern Aspects of Synchronous Machines, 1991.
- [29] J. J. Rocha E., *UMA ANÁLISE DOS EFEITOS DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR SOBRE A FORÇA ELETROMOTRIZ DE GERADORES SÍNCRONOS DE PÓLOS SALIENTES*, Tese apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Engenharia., 1996.

- [30] J. Rocha Echeverria, A. Penteadó Junior e M. K. I. Uemori, *The damper winding influence upon salient pole synchronous generator electromotive force*, IEEE International Electric Machines and Drives, 1997.
- [31] W. B. Esson, "Some points in dynamo and motor design," *The Journal of Institution of Electrical Engineers*, pp. 118-168, Issue 85 Vol. 19 1890.
- [32] E. Wilson, "The relative size, weight and price of dynamo electric machines," *Journal of the Institution of Electrical Engineers*, pp. 174-178, Issue 127 Vol. 26 1897.
- [33] J. H. Walker, "Output coefficient of Synchronous machines - A new concept," *Proc. IEE. Vol 115, No 12*, pp. 1801-1809, 1968 December .
- [34] A. K. T. Assis and J. P. M. C. Chaib, *Ampère's Electrodynamics*, Montreal, Canada: C. Rou Keys Inc, 2015.
- [35] J. D. Kraus e R. C. Keith, *ELECTROMAGNETICS Second Edition*, International Student Edition: McGraw-Hill - Kogakusha, Ltd., 1973.
- [36] L. W. Matsch e J. D. Morgan, *ELECTROMAGNETIC AND ELECTROMECHANICAL MACHINES*, New York: Harper & Row, Publishers, 1986.
- [37] J. F. Mora, *Máquinas Eléctricas*, Quinta edición ed., Madrid - España:: McGraw-Hill - Interamericana de España, 2003.
- [38] K. Vogt, *Elektrische Maschinen - Berechnung rotierender elektrischer Maschinen*, Berlin: BEB Verlag Technik , 1983.
- [39] Technical Brochure, WG A1.42, CIGRE, "Influence of Key Requirements to Optimize the Value of Hydro Generators," (to be published), Paris, 2019.
- [40] J. J. Rocha Echeverria, M. K. I. Uemori e A. d. A. Penteadó, *AUXILIO A PROJETO DE GERADORES SÍNCRONOS DE PÓLOS SALIENTES: UMA FERRAMENTA ANALÍTICA QUE PERMITE CONSIDERAR OS EFEITOS DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR*, 'BELÉM, PARÁ: XIV SNTPEE SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 1997.

- [41] J. J. Rocha Echeverria e M. K. I. Uemori, *A INFLUÊNCIA DA 2ª HARMÔNICA DE RANHURA SOBRE A FORMA DE ONDA DA TENSÃO EM GERADORES SÍNCRONOS DE PÓLOS SALIENTES*, RECIFE, PERNAMBUCO: XX SNTPEE SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 2009.
- [42] IEC 60034-1, *ROTATING ELECTRICAL MACHINES - Part 1: Rating and performance*, 2010.
- [43] F. J. Garcia, M. K. I. Uemori, J. J. R. Echeverria e E. C. Bortoni, *Design Requirements of Generators Applied to Low-Head Hydro Power Plants*, vol. 30 no 4, IEEE Trans on Energy Conversion, 2015, pp. 1630- 1638.
- [44] J. Rocha, E.C.Bortoni e M.Uemori, *Fundamentals of Tingley's Box" – Na Expeditious Method to Construct the Winding Matrix of Standard and Unconventional Stator Winding Arrangement*, New Delhi: CIGRE SCA1 Colloquium, 2019.
- [45] J. J. Rocha, E. C. Bortoni e P. V. V. d. Silva, *Construção de enrolamentos trifásicos equilibrados - Fundamentos do "Tingley's Box" - um método expedito*, Rio de Janeiro, RJ: VIII ENAM - ENCONTRO NACIONAL DE MÁQUINAS ROTATIVAS, 2018.
- [46] W. Oliveira, M. Uemori, J. Rocha e R. Carlson, *Reduction of Unbalanced Magnetic Pull (UMP) due to equipotential connections among parallel circuits of the stator winding*, IEEE International Electrica Machines and Drives., 2009.
- [47] G. Traxler-Samek, T. Lugand e a. M. Uemori, *Vibrational forces in salient pole synchronous machines considering tooth ripple effects*, vol. 59(5), 2019, p. 2258–2266.
- [48] G. Traxler-Samek, T. Lugand e a. M. Uemori, *Parasitic Forces in Large Synchronous Machines Considering Tooth Ripple Effects*, Rome: XIX International Conference on Electrical Machines – ICEM, 2010.
- [49] M. K. I. Uemori, P. R. D. Oda, J. R. Beffa e F. F. S. Sá, *REABILITAÇÃO, MODERNIZAÇÃO E FUTURA REPOTENCIAÇÃO DAS MÁQUINAS DE ILHA SOLTEIRA 1*, Curitiba, PR: XVIII SNTPEE - SEMINÁRIO DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 2005.
- [50] ONS, [Online]. Available: <https://www.ons.org.br/Paginas/resultados-da-operacao/historico-da-operacao/cmo.aspx>.

- [51] ANEEL, [Online]. Available: <https://www.gov.br/aneel/pt-br/assuntos/noticias/2022/preco-medio-da-energia-hidraulica-e-tarifa-atualizada-de-referencia-sao-reajustados#:~:text=Com%20a%20atualiza%C3%A7%C3%A3o%2C%20o%20PMEH,%24%2083%2C78%2FMWh>.
- [52] M. Vaz Guedes, "O primeiro transporte trifásico de energia elétrica," *Electrotecnia*, p. 4, 2007.
- [53] G. Neidhöfer, "The evolution of the synchronous machine," *Engineering Science and Educational Journal*, pp. 239 - 248, October 1992.
- [54] M. K. e. L. Piotrovski, MÁQUINAS ELÉTRICAS, MOscú: Editorial MIR, 1975.
- [55] "I. USA, "ICA Industrial Control & Automation," IcaIn USA, [Online]. Available: <https://icaincusa.com/a-power-story-the-history-of-the-electrical-generator/>. [Acesso em 11 Janeiro 2023].," [Online].
- [56] "G. G. T. B. I. History, "Samuel Alfred Varley," [Online]. Available: https://www.gracesguide.co.uk/Samuel_Alfred_Varley. [Acesso em 31 01 2023].," [Online].
- [57] "Nature, "Samuel Alfred Varley, Nature 107,789–790 (1921). <https://doi.org/10.1038/107789b0>," 18 August 1921. [Online]. Available: <https://www.nature.com/articles/107789b0>. [Acesso em 31 Janeiro 2023].," [Online].
- [58] V. A. Moore, "Experienc with large hydro-generators ar Grand Coulee," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-102, No 10, pp. 3265 - 3270, October 1983..
- [59] B. Dibner, "Michael Faraday - a centennial," *IEEE Spectrum*, pp. 115 - 119, August 1967..
- [60] B. Dibner, "Ten Founding Fathers of the Electical Science - V. ANDRE MARIE AMPERE and the beginning of electrodynamics".*Electrical Engineering*, pp. 724 - 725, August 1954.
- [61] B. Dibner, "The founding fathers of the electrical science VIII. MICHAEL FARADAY and the discovery of the electromagnetic induction," *Electrical Engineering*, pp. 966 - 967, November 1954..

- [62] G. Guide, "Grace's guide to British Industrial History," *Grace's Guide*, [Online]. Available: https://www.gracesguide.co.uk/Floris_Nollet. [Acesso em 11 janeiro 2023].
- [63] E. -. E. d. P. Energética, "Matriz Energética e Elétrica," *EPE - Empresa de Pesquisa Energética*, [Online]. Available: <https://www.epe.gov.br/pt/abcdenergia/matriz-energetica-e-eletrica>. [Acesso em 11 janeiro 2023].
- [64] F. J. Horn e P. S. Jhrde, "Electrical and mechanical design features of the 615 MVA generators for Grand Coulee dam," *IEEE Trans. Apparatus and Systems*. Vol. PAS-94, No 6, pp. 2015 - 2022, November/December 1975..

8 APÊNDICE E ANEXO

8.1 APÊNDICE – CÁLCULO ELETROMAGNÉTICO

#CÁLCULO ELÉTRICO DE GERADOR

TIPO : SAV 1200/235/60
Potencia : 300000 kVA
Tensão : 16000 V
Fator de potência : 0.90
Frequencia : 60 Hz
Rotação : 120 rpm
Ligação do estator Estrela
Variação de tensão +5%/-10%
Normas Elétricas IEC 60034-33

DADOS NOMINAIS DO GERADOR

Sn = 300000 # Potência aparente nominal [kVA]
Un = 16.0 # Tensão nominal [kV]
fp = 0.90 # Fator de potência [-]
fn = 60 # Frequência nominal [Hz]
nn = 120. # Rotação nominal [rpm]
nnd = 230. # Rotação de disparo [rpm]
mf = 3 # Número de fases [-]
J = 16000 # Momento de inércia [T.m²]
TypeV = 1 # Tipo de ventilação: axial=0 e radial=1
Tref = 95 # Temperatura de referência cálculo do rendimento

DADOS DE ENTRADA DO CÁLCULO

DIMENSÃO DAS PARTES ATIVAS DO GERADOR

DIMENSÃO DO NÚCLEO DO ESTATOR

Da = 12724 # Diâmetro externo do núcleo do estator [mm]
Di = 12000 # Diâmetro interno do núcleo do estator [mm]
L = 2350 # Comprimento do núcleo do estator [mm]
bv = 5 # Largura do duto de ventilação [mm]
nv = 56 # Número de dutos de ventilação [mm]
W_KG = 2.3 # Perda específica da cha siliciosa a 1.5 T e 50 Hz [W/kg] (2.3, 2.5 e 2.7)
ecs = 0.5 # Espessura da chapa siliciosa [mm]
Ns = 504 # Número de ranhuras do estator [-]
hk = 15 # profundidade do rasgo para cunha do núcleo [mm]
fes = 0.95 # Fator de empilhamento [-]
Nsg = 42.0 # Número de segmentos por volta [-]
bn = 26.6 # Largura da ranhura
hn = 157. # Profundidade da ranhura

```

# DADOS DO ENROLAMENTO DO ESTATOR
Zn = 2          # Número de lado de espiras por ranhura [-]
a = 4           # Número de circuitos paralelos [-]
kw = 2         # Número de camadas [-]
y = 7          # Passo do enrolamento [-]
A = 2          # q = A+B/C
B = 4
C = 5

# DADOS E DIMENSÕES DAS BARRAS/BOBINAS DO ENROLAMENTO DO ESTATOR
m1 = 58        # Número de fios da barra [-]
b1 = 9.00      # Largura do fio nú [mm]
h1 = 1.8       # Espessura do fio nú [mm]
r1 = 0.65      # Raio do fio [mm]
disfio = 0.105 # Espessura da isolação do fio unilateral [mm]
sep = 0.30     # Separador entre colunas da barra Roebel [mm]
cor_int = 0.30 # Corona interna (2x0.15mm)
cap = 0.00     # Capinha de transposição Nomex normal 0.25 mm [mm]
dis = 3.24     # Espessura da isolação principal [mm]
pcor = 0.15    # Espessura da pintura corona de ranhura [mm]
rp = 0.50      # Espessura calço lateral RP [mm]
tol = 0.3      # Tolerância total na largura da barra isolada [mm]
rph = 0.2      # Espessura calço altura RP [mm]
tolh = 0.5     # Tolerância total na altura da barra [mm]
scam = 8.3     # Espessura do separador de camada [mm]
ccun = 2.5     # Contra cunha
cfec = 6.0     # Cunha de fechamento da ranhura [mm]
hnn = 1.0      # Distância cunha / diâmetro interno (vornut) [mm]
mola = 1.30    # Mola ondulada [mm]
fol = 1.14     # Calços radiais [mm]
Lk = 960       # Comprimento da cabeça da barra ambos lados [mm]
Lc = 300       # Comprimento total das conexões e barramentos [mm]
Kstirn = 7.0   # Fator perdas nas extremidades do núcleo
Kfec = 1.45    # Fator de acréscimo de perdas coroa
Kfed = 1.64    # Fator de acréscimo de perdas dentes

# DIMENSÃO DO ENTREFERRO
ag = 21.0      # Entreferro no centro da sapata [mm]
agm = 31.0     # Entreferro máximo [mm]

# DIMENSÕES DOS POLOS E BOBINAS
p2 = 60        # Número de polos
bps = 450      # Largura da sapata do polo [mm]
Lps = 2320     # Comprimento da sapata do polo [mm]
hpo = 50       # Altura da sapata do polo [mm]
bpk = 300      # Largura do núcleo do polo [mm]
Lpk = 2350     # Comprimento do núcleo do polo [mm]
hpk = 220      # Altura do núcleo do polo [mm]

```

```

fep = 0.980      # Fator de empilhamento do polo [-]
ecp = 1.5        # Espessura da chapa do polo [mm]
tesp = 1         # Tipo de espiras (0=normal, 1= especial simétrica, 2=especial assimétrica,
3=triangular)
h3 = 10.0       # Espessura da espira normal [mm]
b3 = 90         # Largura da espira normal [mm]
h4 = 10.0       # Espessura da espira estendida [mm]
b4 = 100.       # Largura da espira estendida [mm]
w3 = 18.0       # Número de espiras normais [-]
w4 = 0          # Número de espiras estendidas [-]
wd = 0          # Número de espira morta [-]
eise = 0.4      # Espessura isolamento entre espiras (Nomex) [mm]
ecsu = 8.0      # Espessura do colar isolante superior [mm]
dpl = 5.0       # Distância entre núcleo e cobre longitudinal [mm]
dpq = 5.0       # Distância entre núcleo e cobre cabeceiras [mm]
alfai = 0.677   # Fator de cobertura do passo polar pelo fluxo [-]
agp = 0.5       # Entreferro adicional polo/coroa [mm]
Sf3 = 924.      # Para cobre do polo tipo 1,2,3
Sf4 = 0

```

DADOS E DIMENSÕES DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

```

Dcd = 19.0      # Diâmetro da barra de amortecimento [mm]
ncd = 5         # Número de barras de amortecimento [-]
Tcd = 70.       # Passo das barras de amortecimento [-]
hdk = 3.0      # Altura da abertura da ranhura do amortecedor [mm]
bdk = 3.0      # Largura da abertura da ranhura do amortecedor [mm]
Lcd = 2500     # Comprimento da barra de amortecimento [mm]
qLd = 600      # Seção das conexões de amortecimento entre polos [mm2]

```

DADOS E DIMENSÕES DO ANEL MAGNÉTICO DO ROTOR

```

Dec = 11418    # Diâmetro externo do anel magnético [mm]
Lcr = 2500     # Comprimento do anel magnético [mm]
hcr = 470     # Altura radial do anel magnético [mm]
nsc = 15      # Número de segmentos por volta da coroa [-]

```

Outros dados

```

Pventil = 500  # Perdas ventilação kW (se =0, programa calcula, senão adota este valor dado)
Pmancal = 15.  # Perdas nos mancais [kW]
Ppo = 27.9    # Perdas nas sapatas polares em vazio [kW]
Q = 100       # Vazão de ar [m3/s]

```

```

C = Sn/Di**2/L/nn*10**9      # Esson [kVA/m3/rpm]
DpL = Di/L                  # Relação D/L
Fv = nv*bv/L                # Relação Dutos/L
Tn = pi*Di/Ns               # Passo de ranhuras [mm]
In = Sn/Un/(3**(1/2))       # Corrente nominal [A]
Ia = In/a                   # Corrente por circuito [A]

```

```

AE = Zn*Ia/Tn # Intensidade linear de corrente [A/mm]
S1 = h1*b1-(4*pi)*r1**2 # Área de 1 fio [mm2]
Scu1 = m1*S1 # Área de cobre de uma barra [mm2]
Dcu1 = Ia/Scu1 # Densidade de corrente da barra (A/mm2)
kapa = AE*Dcu1 # Capa de corrente [A2/mm3]
Nc = Ns*Zn/2/mf/a # Número de espiras em séries
H = 1/2*J/Sn*(2*pi*nn/60)**2 # Constante de inércia
D_L = Di/L # Relação D/l [-]
Vpn = pi*Di/1000*nn/60 # Velocidade periférica na nominal
Vpd = pi*Di/1000*nnnd/60 # Velocidade periférica no disparo
Tpy = Ns/p2

# Núcleo do estator
Leff = (L-nv*bv)*fes
aseg = 2*pi/Nsg
bseg = Da*math.sin(aseg/2)

# Largura e profundidade da ranhura
bnb = 2*(b1+2*disfio)+sep+2*dis+2*pcor+rp+tol # Largura da ranhura montada
bnN = bnb + 0.3 # Largura da ranhura estampada
hb1 = ((m1/2+1)*(h1+2*disfio)+2*cap)+cor_int+2*dis+2*pcor+rp+tolh # Altura da barra isolada [mm]
hnN = 2*hb1+scam+ccun+mola+fol+cfec+hnn # Profundidade da ranhura [mm]
hn1 = 2*hb1+scam-2*pcor-2*dis # Altura cobre-cobre das 2 barras
hn2 = dis+pcor+ccun+mola+fol+cfec+hnn # Altura cobre-diâmetro interno
bbi = bnb-rp # Largura máxima da barra isolada
hbi = hb1-rp # Altura máxima da barra isolada
hj = (Da-Di)/2-hn-hk
LB = L+Lk
Le = (Ns*Zn*LB*10**-3+Lc)/mf/a
Rcu20 = 0.01724 # Resistividade de cobre a 20 oC [ohm*mm2/m]
Ra20 = Rcu20*Le/(Scu1*a) # Resistência do enrolamento a 20 oC por fase
RaTref = (234.5+Tref)/(234.5+20)*Ra20 # Resistência do enrolamento a Tref oC por fase

# Polos
agm_ag = agm/ag # Relação entreferro máximo/nominal
Tps = pi*Di/p2 # Passo polar [mm]
bp_Tp = bps/Tps # Relação Tps/Bps [-]
hp3 = (w3+w4+wd)*h3+(w3+w4)*eise+ecsu+(w3+w4+wd)*h3*0.01 # Altura bobina + colar sup [mm]
hcp1 = 23 # Distância cobre fim do polo [mm]
hpk1 = hp3+hcp1 # Valor aproximado para hpk [mm]
dbb = pi*(Di-2*(ag+hpo+hp3))/p2-bpk-2*dpl-2*b4 # Distância bobina-bobina na ultima espira refrig
if tesp==0:
    Sf3 = h3*b3-1
    Sf4 = h4*b4-1
    L3m = ((Lpk+2*dpq+b3)+(bpk+2*dpl+b3))*2/1000*w3*p2 # Comprimento médio total espira normal [m]
    L4m = ((Lpk+2*dpq+b4)+(bpk+2*dpl+b4))*2/1000*w4*p2 # Comprimento médio total espira
refrigeração [m]

```

```

Rf20 = Rcu20*(L3m/Sf3+L4m/Sf4) # Resistência do rotor a 20 oC
else:
    L3m = ((Lpk+2*dpq+(b3+b4))+(bpk+2*dpl+(b3+b4)))*2/1000*w3*p2 # Comprimento médio total espira
    normal [m]
    Rf20 = Rcu20*(L3m/Sf3) # Resistência do rotor a 20 oC
RfTref = Rf20*(234.5+Tref)/(234.5+20) # Resistência do rotor a Tref oC
# CÁLCULO DOS FATORES E CONSTANTES
x1 = bps/Tps
x2 = ag/Tps
xa = agm/ag

# Cálculo de fb
fb = calcula_fb (x1,x2,xa)

# Cálculo de Kd
Kd = calcula_Kd (x1,x2,xa) # Fator de reação pelo eixo D

# Calculo do Kq
Kq = calcula_Kq (x1,x2,xa) # Fator de reação pelo eixo Q
# Calculo do q e fw
q = Ns/mf/p2
qA = int(q)
aux = int((q-qA)*p2+0.00001)
MDC=math.gcd(aux,p2)
qB=int(aux/MDC)
qC = int(p2/MDC)
qF = qA*qC+qB
kdistr = (math.sin(pi/2/mf))/(qF*math.sin(pi/2/mf/qF))
kdistr3 = (math.sin(3*pi/2/mf))/(qF*math.sin(3*pi/2/mf/qF))
Beta = y/3/q
kcort = math.sin(Beta*pi/2)
kcort3 = math.sin(3*Beta*pi/2)
fw = kdistr*kcort
fw3 = kdistr3*kcort3
D = qF
# Perdas adicionais no cobre do estator
alfa = (fn*2*b1*46/(50*bn*50))*0.5
Qs1l = alfa/10*h1
FiQs1l = (Qs1l**4)/3
FiQs12 = (Qs1l**4)/3
Km1 = 1+(m1**2-m1)*FiQs1l
K1 = 1+7/3*((m1/2)**2)*FiQs1l
K2 = 1+1/3*((m1/2)**2-1)*FiQs12
Km2 = (K1+K2)/2
Kn = (Km2-1)*L/(L+Lk)+1
# Calculo da dispersão do polo Lambdap
Tp1 = pi*(Di-(2*ag+hpo))/p2

```

```

Tpm = pi*(Di-(2*ag+2*hpo+hp3))/p2
hp1 = hpo-(agm-ag)
hp2 = (2*hpo+hp1)
Lps1 = hp1*Lps/(8*(Tp1-bps))
Lps2 = 2/10*hp2*math.log((1+pi/2*bps/(Tp1-bps)),10)
Lp1 = hp3*Lpk/(16*(Tpm-bpk))
Lp2 = hp3/10*math.log((1+pi/2*bpk/(Tpm-bpk)),10)
Lambdap = (Lps1+Lps2+Lp1+Lp2)
# -----
# CÁLCULO MAGNÉTICO DO GERADOR A VAZIO
fluxo = Un*1000/(3**(1/2)*(4*fb*fn*Nc*fw)) # Fluxo nominal pelo entreferro [Wb]

# Indução no entreferro a vazio
Tpa = pi*(Di-ag)/p2 # Passo polar pelo diâmetro do entreferro [mm]
Lag = L-(L-Lps)/2 # Comprimento passagem fluxo pelo entreferro [mm]
Se = alfai*Tpa*Lag*10**-6 # Seção passagem do fluxo [m2]
Be = fluxo/Se # Indução no entreferro [T]

# Indução no dente a vazio
Lef = (L-nv*bv)*fes # Comprimento efetivo do núcleo
Sdmin = alfai*Ns/p2*Lef*(pi*Di/Ns-bn)*10**-6 # Seção dos dentes pelo diâmetro interno
Sdmed = alfai*Ns/p2*Lef*(pi*(Di+hn)/Ns-bn)*10**-6 # Seção dos dentes pelo diâmetro médio dos dentes
Sdmax = alfai*Ns/p2*Lef*(pi*(Di+2*hn)/Ns-bn)*10**-6 # Seção dos dentes pelo diâmetro fundo da ranhura
Bdmax = fluxo/Sdmin # Indução do dente min, med e max
Bdmed = fluxo/Sdmed
Bdmin = fluxo/Sdmax

# Indução na coroa (yoke) do núcleo
Sc = hj*Lef*10**-6 # Seção da coroa
By = fluxo/2/Sc # Indução na coroa em vazio

# FMM no entreferro
# Fator de Carter Kc=Kc1*Kc2
Y1 = bn/ag*(1/(5+bn/ag))
Y2 = bv/ag*(1/(5+bv/ag))
Kc1 = Tn/(Tn-Y1*bn)
Kc2 = L/(L-Y2*nv*bv)
Kc = Kc1*Kc2 # Fator de Carter [-]
mu0 = 4*pi*10**-7 # Permeabilidade magnética do ar [H/m]
AWe = 2/mu0*Be*Kc*ag*10**-3 # FMM do entreferro [A.esp]

# FMM nos dentes
Hdmax=calcula_Hc(Bdmax)
Hdmed=calcula_Hc(Bdmed)
Hdmin=calcula_Hc(Bdmin)

```

```

Hd = (Hdmax+4*Hdmed+Hdmin)/6 # FMM unitária do campo através dos dentes [A/cm]
AWd = 2*hn/10*Hd # FMM dos dentes

# FMM na coroa
# Ka = 0.851 # Fator de redução do comprimento magnético da coroa
Hy=calcula_Hc(By)
Tpr = pi*(Di+2*hn)/p2 # Passo polar pelo diâmetro fundo da ranhura [mm]
AWy = Tpr/10*Hy # FMM da coroa

# Indução no polo
Sp = fep*(Lpk*bpk)*10**-6
AWjzlz = AWe+AWd+AWy # FMM entreferro, dente e coroa [A.esp]
Sigmap = 1+(2*AWjzlz*Lambdap)/fluxo/10**8 # Dispersão do polo
Bpo = fluxo/Sp*Sigmap # Indução no polo

# FMM dos polos
Hpo=calcula_Hp(Bpo)
AWp = 2*hp/10*Hpo # FMM do polo [A.esp]

# FMM Entreferro polo / anel magnético
AWpa = 2*agp/1000/mu0*Bpo # FMM entreferro polo/anel

# FMM total do circuito magnético em vazio

AWt = AWe+AWd+AWy+AWp+AWpa

# Dados de excitação em vazio
DVe = 3 # Queda de tensão das escovas nas 2 polaridades [V]
Ie0 = AWt/2/(w3+w4) # Corrente de excitação em vazio [A]
Ue0 = Ie0*RfTref+DVe # Tensão de excitação a vazio a Tref oC [V]
Iag1 = (AWe+0.7*AWpa)/2/(w3+w4) # Corrente do entreferro
SI = Ie0/Iag1 # Índice de saturação

# CÁLCULO DO CIRCUITO MAGNÉTICO EM CARGA NOMINAL
# Cálculo da reação da armadura
Acpf = 2*In*Nc/p2 # Ampere-condutores por polo e fase
AWdt = mf*Acpf*fw*Kd # Reação do estator pelo eixo D [A.esp]
AWq = mf*Acpf*fw*Kq # Reação do estator pelo eixo Q [A.esp]

Zb = Un*1000/In/(3**(1/2)) # Impedância base [ohm]

Xb = 1.5*(fw*q*Zn/a)**2*L*p2/2*fn*10**-8/Zb # Reatância estator com rotor retirado

ke = y*p2/Ns
kcu = 0.405+0.593*ke
kk = 0.24+0.76*ke
LambdaNs = mu0*(hn1/3/bn*kcu+hn2/bn*kk)*10**6 # Permeância da ranhura do estator
Xsn = (4*pi*fn*Nc*Zn/a)*0.1*(L-0.5*bv*nv)*LambdaNs*10**-8/Zb # Reatância de dispersão das ranhuras

```

```

Lambdak = 0.92*kk*np.log10(Tn/bn)
Xzk = (4*pi*fn*Nc*Zn/a)*0.1*(L-0.5*bv*nv)*Lambdak*10**(-8/Zb) # Reatância dispersão abertura ranhura

Xwk = (4*pi*fn*Nc*Zn/a)*(0.0551*Tps)*q*10**(-8/Zb) # Reatância dispersão cabeças
enrolamento

Xst = Xsn+Xzk+Xwk # Reatância de dispersão do estator

Xsx = Xst+0.2*Xb

# Cálculo da variação do fluxo magnético nominal em vazio para carga e fp nominais

j = 1 # Carga em pu
Eq = j*AWq/AWdt # Queda de tensão interna pela reação do estator eixo Q
Esigma = j*Xsx # Queda de tensão interna pela dispersão do estator

fi = math.acos(fp)
sin_psi = (Esigma+Eq+math.sin(fi))/(1+(Esigma+Eq)**2-2*(Esigma+Eq)*math.cos(pi/2+fi))**(1/2)

# Ed1 = Fluxo magnetico para carga e fp nominais em valor pu do fluxo nominal
Ed1 = (1+(Esigma+Eq)**2-2*(Esigma+Eq)*math.cos(pi/2+fi))**(1/2)-Eq*sin_psi

# Cálculo das Induções e FMM no entreferro e no estator para carga e fp nominais
# Entreferro
Bel = Ed1*Be
AWel = Ed1*AWe

# Dentes do estator
Bdmin1 = Bdmin*Ed1
Bdmed1 = Bdmed*Ed1
Bdmax1 = Bdmax*Ed1

Hdmax1=calcula_Hc(Bdmax1)
Hdmed1=calcula_Hc(Bdmed1)
Hdmin1=calcula_Hc(Bdmin1)

Hd1 = (Hdmax1+4*Hdmed1+Hdmin1)/6
AWd1 = 2*hn/10*Hd1

# Coroa do núcleo do estator
By1 = By * Ed1
Hyl=calcula_Hc(By1)
AWy1 = Tpr*Hyl

# FMM estator
AWj1z1 = AWel+AWd1+AWy1

```

```

AWr1 = AWdt*sin_psi # Parcela da reação do estator para carga nominal

# Polos do rotor
Sigmap1 = 1+2*(AWj1z1+AWr1)*Lambdap/(Ed1*fluxo*10**8)
Bp1 = fluxo*Sigmap1/Sp*Ed1
Hp1=calcula_Hp(Bp1)
AWp1 = 2*hp1/10*Hp1
AWpa1 = 2*agp/1000/mu0*Bp1
AWa1 = 0.04*(AWj1z1+AWr1+AWp1+AWpa1) # Tolerância de 4% sobre o total da FMM

# FMM total
AWt1 = AWe1+AWd1+AWy1+AWp1+AWpa1+AWa1+AWr1

# Tensão e Corrente de excitação em carga
Ie1 = AWt1/(2*(w3+w4)) # Corrente de excitação em carga
Rf120 = (234.5+120)/(234.5+Tref)*RfTref
Ue1 = Rf120*Ie1+DVe
Dcf3 = Ie1/Sf3
if tesp==0:
    Dcf4 = Ie1/Sf4
else:
    Dcf4 = 0

# -----
# REATÂNCIAS E CONSTANTES DE TEMPO

Xad = AWdt/AWe
Xdu = Xad+Xst # Xdu [pu]
Xaq = AWq/AWe
Xqu = Xaq+Xst # Xqu [pu]

Ike = Xdu*Iag1 # Corrente excitação em curto-circuito [A]
SCR = Ie0/Ike # Relação de curto-circuito [pu]

# Cálculo das reatâncias transitórias
Xf = Xad*(Sigmap-1)
Xldu = Xsx+Xad*Xf/(Xad+Xf) # X'du
Xlqu = Xqu # X'qu

# Cálculo das reatâncias subtransitórias
AWr = 0.5*AWdt/Kd*2*2**0.5/pi
Lambdakdn = 0.623+hdk/bdk # Permeância específica da ranhura
Lambdakdl = 0.06*Tpa/L*ncd # Permeância específicas das conexões do amortecedor
Lambdakde = Tcd/(10*ag*Kc) # Permeância específica do amortecimento para o entreferro
Lambdakd = 2*pi/ncd*(Lambdakdn+Lambdakdl+Lambdakde)
Xkd = mu0*Lambdakd*L*AWr/fluxo/1000
Xlldu = Xsx+1/(1/Xad+1/Xf+1/Xkd) # X''du
Xkq = 0.67*Xkd

```

```

X11qu = Xsx+1/(1/Xaq+1/Xkq)          # X"qu
R11qx = X11qu/X11du                  # Relação X"q/X"du
X2 = (X11du+X11qu)/2                # X2
X0 = (7/12*y/q-1)*X11du             # X0

# Calculo das Reatâncias síncronas saturadas

Xds = 1/SCR                          # Xds
FS = Xdu/Xds                         # Fator de saturação
Xqs = Xqu/FS                         # Xqs
Xads = Xad/FS
Xfs = Xads*(Sigmap-1)
Xlds = Xsx+Xads*Xfs/(Xads+Xfs)      # X'ds
Xlqs = Xqs                           # X'qs
X11ds = 0.85*X11du                   # X"ds
X11qs = 0.94*X11qu                   # X"qs
X2s = (X11ds+X11qs)/2               # X2
X0s = (7/12*y/q-1)*X11ds           # X0

# Constantes de tempo do gerador

Iela = Iagl*Xad
rg = Iela**2/Sn*RfTref*10**-3
Tldo = (Xf+Xad)/rg*1/(2*pi*fn)      # T'do
Tld = Tldo*Xlds/Xds                  # T'd
Ta = X2/(RaTref/Zb)/(2*pi*fn)       # Ta
X11d = Xkd+Xad*Xf/(Xad+Xf)
rkd = (Lcd/(ncd*pi*(Dcd/10)**2/4)+2*(Di-2*ag)/10/qLd/p2)*Rcu20*(234.5+Tref)/(234.5+20)*AWr/fn/fluxo*0.7*10**-5
# rkd = resistência do enrolamento amortecedor pelo eixo D
T11do = X11d/rkd*(1/(2*pi*60))       # T"do
X11q = Xkq+Xaq
rkq = (Lcd/(ncd*pi*(Dcd/10)**2/4)+2*(Di-2*ag)/10/qLd/p2)*Rcu20*(234.5+Tref)/(234.5+20)*AWr/fn/fluxo*0.6*10**-5
# rkq = resistência do enrolamento amortecedor pelo eixo Q
T11qo = X11q/rkq*(1/(2*pi*60))      # T"qo
T11d = T11do*X11du/X1du              # T"du
T11q = T11qo*X11qu/X1qu             # T"qu

# -----
# DETERMINAÇÃO DE PERDAS

# Perdas FERRO
Gespcs = 7.6*10**-6                  # Peso específico da chapa siliciosa [kg/m3]
Wcs = calcula_WKG(By,fn,W_KG)
Dci = Di+2*hn
Dce = Da-2*hk
Gc = pi/4*(Dce**2-Dci**2)*(L-nv*bv)*fes*Gespcs # Peso da coroa [kg]

```

```

Pfec = Gc*Wcs*Kfec*10**3          # Perdas ferro na coroa [kW]

Wds = calcula_WKG(Bdmed,fn,W_KG)
Gd = (pi/4*(Dci**2-Di**2)-Ns*bn*hn)*(L-nv*bv)*fes*Gespcs
Pfed = Gd*Wds*Kfed*10**3          # Perdas ferro nos dentes [kW]
Pfe = Pfec+Pfed+Ppo              # Perdas Ferro [kW]

# Perdas I2R a Tref oC do enrolamento do estator
Pcuest = 3*RaTref*In**2/1000      # Perdas I2R do estator [kW]

# Perdas I2R a Tref oC do enrolamento do rotor + escovas
Pescm = 2*0.16*2*10*8*(Iel/10/8+1)/1000 # Perda de atrito das escovas por anel
(atrito*pressão*Vp*area*num)
Pesce = DVe*Iel/1000
Pcurot = (RfTref*Iel**2/1000+Pescm+Pesce) # Perdas I2R do estator+escovas [kW]

# Perdas adicionais
C3 = 1.0
Kp = 2.0
Cs = 5.0
Pcuad = (Kn-1)*Pcuest
Ppol1 = (p2/2*L*(AE/10)**2*fn/100*(Tps/100)**2*C3*Kp/20*10**6)
Ppol2 = pi*Di*L/2/10**6*(Kp*Cs*10**6*(Ns*nn/10**4)**1.5)*(Tn**2*100*AE*10/ag/10**4)
Ppol = Ppol1+Ppol2 # Perdas adicionais na sapata do polo em carga
Pstirn = Kstirn*fn/50*(AE*10*fw)**2*Di/1000*Tps/1000*y/3/q*10**5
Padic = Pcuad+Ppol+Pstirn # Perdas adicionais [kW]

# Perdas de ventilação
DP = 150 # Pressurização [Pa]
RendV = 0.35 # Rendimento do ventilador
Fv = 6 # Fator para ventilação 7 a 10 radial e 5 a 7 axial
if TypeV==1:
    Pvent = 1/1000*(Fv*(nn/1000)**3*(Di/1000)**4*(0.1*Di+2.9)+9.81*DP*Q/RendV)
else:
    Pvent = 1/1000*(25*(Di/1000)**3.6*(nn/100)**2.3*(L/1000)**0.6*(DP/10)**0.25)
if Pventil>0:
    Pvent=Pventil
else:
    x=0

# Perdas no sistema de excitação
Pexc = 0.1*Pcurot # Perda no sistema de excitação [kW]

# TOTAL DE PERDAS DO GERADOR
Ptot = Pfe+Pcuest+Padic+Pcurot+Pexc+Pvent+Pmancal

#Rendimento
Pativa = Sn*fp

```

```

Rend = Pativa/(Pativa+Ptot)*100

# CÁLCULO DO RENDIMENTO MÉDIO PONDERADO

# Fatores de ponderação
Ifexc=np.array([1907.2,1863.3,1799.8,1698.5,1598.5]) # Entrar com os valores de correntes de
excitação
Sparc=np.array([1, 0.96, 0.90, 0.80, 0.70], dtype=float) # Entrar com os valores de cargas parciais
Wfactor=np.array([56, 7, 32, 4, 1], dtype=float) # Entrar com os fatores de ponderação
NW = len(Wfactor)
Perdas = np.zeros((NW,16))
Soma3=0
Soma2=0
Soma4=0
for l in range (0,NW):
    Perdas [l,0] = Sparc [l]
    Perdas [l,1] = Ifexc [l]
    Perdas [l,2] = Wfactor [l]
    Perdas [l,3] = Pfe
    Perdas [l,4] = Pcuest*(Perdas[l,0])**2
    Perdas [l,5] = Padic*(Perdas[l,0])**2
    Perdas [l,6] =
RfTref*(Perdas[l,1])**2/1000+Pescm*Perdas[l,1]/Perdas[l,1]+Pesce*Perdas[l,1]/Perdas[l,1]
    Perdas [l,7] = 0.1*Perdas[l,6]
    Perdas [l,8] = Pvent
    Perdas [l,9] = Pmancal

for l in range (0,NW):
    Soma1 = 0
    for c in range (3,10):
        Soma1 = Soma1 + Perdas [l,c]
        Perdas [l,10]=Soma1
        Perdas [l,11] = Sn*fp*Perdas[l,0]/(Sn*fp*Perdas[l,0]+Perdas [l,10])*100
        Perdas [l,13] = Perdas [l,0]*Perdas [l,2]*Perdas [l,11]
        Perdas [l,14] = Perdas [l,0]*Perdas [l,2]
        Perdas [l,15] = Perdas [l,2]/100*Perdas [l,11]
    Soma2 = Soma2+Perdas [l,13]
    Soma3 = Soma3+Perdas [l,14]
    Soma4 = Soma4+Perdas [l,15]
Perdas [0,12] = Soma2/Soma3
Perdas [1,12] = Soma4
print ('-----DADOS DE ENTRADA-----')
print ('Potência Nominal [kVA] {0:9.0f}'.format(Sn), ' Tensão nominal [kV]
{0:10.2f}'.format(Un))
print ('Fator de potência [-] {0:10.3f}'.format(fp), ' Rotação nominal [rpm]
{0:10.2f}'.format(nn))
print ('Momento inércia (J) [T.m2] {0:7.0f}'.format(J), ' Rotação disparo [rpm]
{0:10.2f}'.format(nnd))

```

```

print ('H const de inércia [s] {0:10.3f}'.format(H), ' Número de polos [-]
{0:10.0f}'.format(p2))

print ('-----NÚCLEO DO ESTATOR-----')
print ('Diâmetro interno [mm] {0:10.1f}'.format(Di), ' Diâmetro externo [mm]
{0:10.1f}'.format(Da))
print ('Comprimento núcleo [mm] {0:10.1f}'.format(L), ' Altura da cunha [mm]
{0:10.2f}'.format(hk))
print ('Número dutos vent [-] {0:10.0f}'.format(nv), ' Largura duto vent [mm]
{0:10.2f}'.format(bv))
print ('Altura Yoke [mm] {0:10.1f}'.format(hj), ' Altura ranhura [mm]
{0:10.1f}'.format(hn))
print ('Largura da ranhura [mm] {0:10.1f}'.format(bn), ' Número ranhuras [-]
{0:10.0f}'.format(Ns))
print ('Tipo chapa silício [W/kg]{0:9.2f}'.format(W_KG), ' Espessura chapa [mm]
{0:10.2f}'.format(ecs))

print ('-----ENROLAMENTO DO ESTATOR -----')
print ('Número de camadas [-] {0:10.0f}'.format(kw), ' Espiras por barra [-]
{0:10.0f}'.format(Zn/2))
print ('Circuitos paralelos [-] {0:10.0f}'.format(a), ' Passo enrolamento [-]
{0:10.0f}'.format(y))
print ('Número de fios [-] {0:10.0f}'.format(ml), ' Largura fio [mm]
{0:10.2f}'.format(bl))
print ('Espessura fio [mm] {0:10.2f}'.format(h1), ' Raio fio [mm]
{0:10.2f}'.format(rl))
print ('Isolação principal [mm] {0:10.2f}'.format(dis), ' Isolação fio [mm]
{0:10.2f}'.format(disfio))
print ('Separador camada [mm] {0:10.2f}'.format(scam), ' Espessura cunha [mm]
{0:10.2f}'.format(cfec))

print ('-----POLOS-----')
print ('Entreferro [mm] {0:10.2f}'.format(ag), ' Entreferro máximo [mm]
{0:10.2f}'.format(agm))
print ('Largura sapata polo [mm] {0:10.2f}'.format(bps), ' Larg. núcleo polo [mm]
{0:10.2f}'.format(bpk))
print ('Comprimento sapata [mm] {0:10.2f}'.format(Lps), ' Comprimento núcleo [mm]
{0:10.2f}'.format(Lpk))
print ('Altura sapata [mm] {0:10.2f}'.format(hpo), ' Altura núcleo [mm]
{0:10.2f}'.format(hpk))
print ('Espess chapa polo [mm] {0:10.2f}'.format(ecp), ' Espess colar isol sup[mm]
{0:10.2f}'.format(ecs))
print ('Num espiras normais [-] {0:10.2f}'.format(w3), ' Num espiras refrig [-]
{0:10.2f}'.format(w4))
print ('Espess espira normal[mm] {0:10.2f}'.format(h3), ' Espess espira refrig [mm]
{0:10.2f}'.format(h4))
print ('Larg espira normal [mm] {0:10.2f}'.format(b3), ' Larg espira refriger [mm]
{0:10.2f}'.format(b4))
print ('Núm barras amortec [-] {0:10.0f}'.format(ncd), ' Diâm. barra amortec [mm]
{0:10.2f}'.format(Dcd))
print ('Passo amortecedor [mm] {0:10.2f}'.format(Tcd), ' Seção segm amortec [mm2]
{0:10.2f}'.format(qLd))

print ('-----ANEL MAGNÉTICO-----')
print ('Diâm ext. coroa rot [mm] {0:10.2f}'.format(Dec), ' Comprim coroa rotor [mm]
{0:10.2f}'.format(Lcr))
print ('Alt Radial coroa rot[mm] {0:10.2f}'.format(hcr), ' Num segm coroa/volta [-]
{0:10.2f}'.format(nsc))

print()

print ('-----DADOS PRINCIPAIS DE SAIDA-----')

```

```

print ('Potência Nominal      [kVA] {0:9.0f}'.format(Sn), '      Tensão nominal      [kV]
{0:10.2f}'.format(Un))

print ('Fator de potência      [-] {0:10.3f}'.format(fp), '      Rotação nominal      [rpm]
{0:10.2f}'.format(nn))

print ('Momento inércia (J) [T.m2] {0:7.0f}'.format(J), '      Rotação disparo      [rpm]
{0:10.2f}'.format(nnd))

print ('H const de inércia    [s] {0:10.3f}'.format(H), '      Número de polos      [-]
{0:10.0f}'.format(p2))

print()

print ('Fator aproveitamento[-] {0:10.2f}'.format(C), '      Intens linear corrent[A/mm]
{0:10.2f}'.format(AE))

print ('Dens corrente barra [-] {0:10.3f}'.format(Dcul), '      Capa de corrente
[A2/mm3]{0:9.2f}'.format(kapa))

print ('Relação D/L            [-] {0:10.3f}'.format(D_L), '      q num.ranh.polo fase [-]
',qA,"+",qB,'/',qC)

print ('Fator enrolamento 1h[-] {0:10.5f}'.format(fw), '      Fator enrolamento 3h [-]
{0:10.5f}'.format(fw3))

print ('Corrente nominal      [A] {0:10.1f}'.format(In), '      Corrente por barra    [mm]
{0:10.1f}'.format(Ia))

print ('Veloc perif nominal [m/s]{0:10.1f}'.format(Vpn), '      Veloc perif disparo  [m/s]
{0:10.1f}'.format(Vpd))

print ('bps/Tps                [-] {0:10.3f}'.format(bp_Tp), '      Entref max/nom        [-]
{0:10.3f}'.format(agm_ag))

print ('-----NÚCLEO DO ESTATOR-----')

print ('Diâmetro interno    [mm] {0:10.1f}'.format(Di), '      Diâmetro externo    [mm]
{0:10.1f}'.format(Da))

print ('Comprimento núcleo [mm] {0:10.1f}'.format(L), '      Altura da cunha     [mm]
{0:10.2f}'.format(hk))

print ('Comp efetivo núcleo [mm] {0:10.1f}'.format(Leff), '      Passo de ranhura    [mm]
{0:10.2f}'.format(Tn))

print ('Número seg volta    [mm] {0:10.2f}'.format(Nsg), '      Largura segmento    [mm]
{0:10.2f}'.format(bseg))

print ('Número dutos vent   [-] {0:10.0f}'.format(nv), '      Largura duto vent    [mm]
{0:10.2f}'.format(bv))

print ('Altura Yoke         [mm] {0:10.2f}'.format(hj), '      Altura ranhura      [mm]
{0:10.2f}'.format(hn))

print ('Largura da ranhura [mm] {0:10.2f}'.format(bn), '      Número ranhuras     [-]
{0:10.0f}'.format(Ns))

print ('Tipo chapa silicio  [W/kg]{0:9.2f}'.format(W_KG), '      Espessura chapa     [mm]
{0:10.2f}'.format(ecs))

print ('-----ENROLAMENTO DO ESTATOR -----')

print ('Número de camadas   [-] {0:10.0f}'.format(kw), '      Espiras por barra    [-]
{0:10.0f}'.format(Zn/2))

print ('Circuitos paralelos [-] {0:10.0f}'.format(a), '      Passo enrolamento  [-]
{0:10.0f}'.format(y))

print ('Número de fios      [-] {0:10.0f}'.format(ml), '      Largura fio          [mm]
{0:10.2f}'.format(bl))

print ('Espessura fio       [mm] {0:10.2f}'.format(h1), '      Raio fio             [mm]
{0:10.2f}'.format(rl))

print ('Isolação principal [mm] {0:10.2f}'.format(dis), '      Isolação fio         [mm]
{0:10.2f}'.format(disfio))

print ('Separador camada   [mm] {0:10.2f}'.format(scam), '      Espessura cunha     [mm]
{0:10.2f}'.format(cfec))

print ('Seção do fio        [mm2]{0:10.3f}'.format(S1), '      Seção da barra/bobina[mm2]
{0:10.2f}'.format(Scul))

print ('Larg barra isolada [mm] {0:10.2f}'.format(bbi), '      Altura barra isolada [mm]
{0:10.2f}'.format(hbi))

```

```

print ('Comprimento barra [mm] {0:10.2f}'.format(LB), ' Compr total conexões [m]
{0:10.2f}'.format(Lc))

print ('Kmax [-] {0:10.2f}'.format(Km1), ' KN [ ]
{0:10.2f}'.format(Km2))

print ('K fator CC/AC [-] {0:10.4f}'.format(Kn), ' Resist 20oC por fase [ohm]
{0:10.6f}'.format(Ra20))

print ('Resist Tref p/ fase [ohm]{0:10.6f}'.format(RaTref), ' Temp referência Tref [oC]
{0:10.0f}'.format(Tref))

print ('-----POLOS DO ROTOR -----')

print ('Entreferro [mm] {0:10.2f}'.format(ag), ' Entreferro máximo [mm]
{0:10.2f}'.format(agm))

print ('Largura sapata polo [mm] {0:10.2f}'.format(bps), ' Larg. núcleo polo [mm]
{0:10.2f}'.format(bpk))

print ('Comprimento sapata [mm] {0:10.2f}'.format(Lps), ' Comprimento núcleo [mm]
{0:10.2f}'.format(Lpk))

print ('Altura sapata [mm] {0:10.2f}'.format(hpo), ' Altura núcleo [mm]
{0:10.2f}'.format(hpk))

print ('Espess chapa polo [mm] {0:10.2f}'.format(ecp), ' Espess colar isol sup[mm]
{0:10.2f}'.format(ecs))

print ('Tipo de espiras [-] {0:10.0f}'.format(tesp), ' Passo polar [-]
{0:10.2f}'.format(Tps))

print ('Num espiras normais [-] {0:10.2f}'.format(w3), ' Num espiras refrig [-]
{0:10.2f}'.format(w4))

print ('Espess espira normal[mm] {0:10.2f}'.format(h3), ' Espess espira refrig [mm]
{0:10.2f}'.format(h4))

print ('Larg espira normal [mm] {0:10.2f}'.format(b3), ' Larg espira refriger [mm]
{0:10.2f}'.format(b4))

print ('Núm barras amortec [-] {0:10.0f}'.format(ncd), ' Diâm. barra amortec [mm]
{0:10.2f}'.format(Dcd))

print ('Passo amortecedor [mm] {0:10.2f}'.format(Tcd), ' Seção segm amortec [mm2]
{0:10.2f}'.format(qLd))

print ('Dispersão polo vazio[-] {0:10.3f}'.format(Sigmap), ' Dispersão polo carga [-]
{0:10.3f}'.format(Sigmap1))

print ('Seção espira normal [mm2]{0:10.3f}'.format(Sf3), ' Seção espira refriger[mm2]
{0:10.3f}'.format(Sf4))

print ('Dens corr esp normal[A/mm2]{0:8.3f}'.format(Dcf3), ' Dens corr esp refrig [-]
{0:10.3f}'.format(Dcf4))

print ('Resistência 20 oC [ohm]{0:10.6f}'.format(Rf20), ' Resist Temp Refêrenc [oC]
{0:10.6f}'.format(RfTref))

print ('Dist espiras refrig [mm] {0:10.1f}'.format(dbb), ' Temp referência Tref [oC]
{0:10.0f}'.format(Tref))

print ('-----ANEL MAGNÉTICO-----')

print ('Diâm ext. coroa rot [mm] {0:10.2f}'.format(Dec), ' Comprim coroa rotor [mm]
{0:10.2f}'.format(Lcr))

print ('Alt Radial coroa rot[mm] {0:10.2f}'.format(hcr), ' Num segm coroa/volta [-]
{0:10.2f}'.format(nsc))

print ()

print ('-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM A VAZIO-----')

print (' Indução [T] FMM [A.E] ')

print ('Entreferro {0:10.4f}'.format(Be), '
{0:10.2f}'.format(AWe))

print ('Dente mínimo {0:10.4f}'.format(Bdmax))

print ('Dente médio {0:10.4f}'.format(Bdmed), '
{0:10.2f}'.format(AWd))

print ('Dente máximo {0:10.4f}'.format(Bdmin))

print ('Coroa {0:10.4f}'.format(By), '
{0:10.2f}'.format(AWy))

```

```

print ('Entreferro polo/anel
{0:10.2f}'.format(AWpa))

print ('Polo                                {0:10.4f}'.format(Bpo), '
{0:10.2f}'.format(AWp))

print ('TOTAL                                {0:10.2f}'.format(AWT))

print ('Corrente de excitação a vazio          [A]                {0:10.2f}'.format(Ie0))

print ('Corrente de excitação do entreferro    [A]
{0:10.2f}'.format(Iagl))

print ('Corrente de excitação em curto-circuito [A]                {0:10.2f}'.format(Ike))

print ('Indice de Saturação                    [-]                {0:10.2f}'.format(SI))

print ()

print ('-----CIRCUITO MAGNÉTICO - INDUÇÃO E FMM EM CARGA-----')

print ('                                Indução [T]                                FMM [A.E]    ')

print ('Entreferro                                {0:10.4f}'.format(Bel), '
{0:10.2f}'.format(AWel))

print ('Dente mínimo                               {0:10.4f}'.format(Bdmax1))

print ('Dente médio                               {0:10.4f}'.format(Bdmed1), '
{0:10.2f}'.format(AWdl))

print ('Dente máximo                               {0:10.4f}'.format(Bdmin1))

print ('Coroa                                       {0:10.4f}'.format(By1), '
{0:10.2f}'.format(AWyl))

print ('Reação da armadura                         {0:10.2f}'.format(AWr1))

print ('Entreferro polo/anel                       {0:10.2f}'.format(AWpal))

print ('Polo                                       {0:10.4f}'.format(Bpl), '
{0:10.2f}'.format(AWpl))

print ('Acréscimo (tol)                           {0:10.2f}'.format(AWal))

print ('TOTAL                                       {0:10.2f}'.format(AWt1))

print ('Corrente de excitação em carga [A]          {0:10.2f}'.format(Iel))

print ()

print ('-----REATÂNCIAS [pu]-----')

print ('                EIXO DIRETO                                EIXO QUADRATURA')

print ('NÃO SATURADO    SATURADO                                NÃO SATURADO    SATURADO')

print ('Xdu = {0:6.4f}'.format(Xdu), ' Xds = {0:6.4f}'.format(Xds), ' Xqu =
{0:6.4f}'.format(Xqu), ' Xqs = {0:6.4f}'.format(Xqs))

print ('"X"du = {0:6.4f}'.format(Xldu), " X"ds = {0:6.4f}'.format(Xlds))

print ('"X"du = {0:6.4f}'.format(Xlldu), ' X"ds = {0:6.4f}'.format(Xllds), ' X"qu =
{0:6.4f}'.format(Xllqu), ' X"qs = {0:6.4f}'.format(Xllqs))

print ('                                Dispersão')

print ('X2 = {0:6.4f}'.format(X2), ' X2 = {0:6.4f}'.format(X2s), ' XB =
{0:6.4f}'.format(Xb))

print ('X0 = {0:6.4f}'.format(X0), ' X0 = {0:6.4f}'.format(X0s), ' XST =
{0:6.4f}'.format(Xst))

print ('                                XSX = {0:6.4f}'.format(Xsx))

print ()

print ('-----CONSTANTES DE TEMPO [s]-----')

print ('"T"do = {0:6.2f}'.format(Tldo), " T"d = {0:6.4f}'.format(Tld), ' T"qo =
{0:6.4f}' .format(Tllqo))

print ('"T"do = {0:6.2f}'.format(Tlldo), ' T"d = {0:6.4f}'.format(Tlld), ' T"q =
{0:6.4f}'.format(Tllq))

print ()

```

```

print()
print ('-----PERDAS E RENDIMENTO-----')
print ('
                                PERDAS [kW]')
print ('Perdas Ferro                =      {0:6.2f}'.format(Pfe))
print ('Perdas I2R estator a{0:4.0f}'.format(Tref),'oC','
{0:6.2f}'.format(Pcuest))
print ('Perdas Adicionais            =      {0:6.2f}'.format(Padic))
print ('Perdas I2R rotor a{0:4.0f}'.format(Tref),'oC','
{0:6.2f}'.format(Pcurot))
print ('Perdas Excitação              =      {0:6.2f}'.format(Pexc))
print ('Perdas Ventilação              =      {0:6.2f}'.format(Pvent))
print ('Perdas Mancal                  =      {0:6.2f}'.format(Pmancal))
print ('Perdas TOTAL                    =      {0:6.2f}'.format(Ptot))
print ('RENDIMENTO                      =      {0:6.3f}'.format(Rend),'%')
print ('-----RENDIMENTO PONDERADO-----')
print ('  carga      If      Wi      Pfe Pcuest  Padic Pcurot  Pexc  Pvent Pmancal  Total
Rend')
print ('  [pu]      [A]      [-]      [kW]  [kW]  [kW]  [kW]  [kW]  [kW]  [kW]  [kW]  [kW]
[%]')
for l in range (0,NW):
    for c in range (0,12):
        print ('{:8.2f}'.format(Perdas[l][c]), end="")
    print()
print('  Rendimento médio ponderado
{0:6.3f}'.format(Perdas[1,12]))

```

8.2 ANEXO – CÁLCULO DO ENROLAMENTO AMORTECEDOR

Cálculo do enrolamento amortecedor

DAMPER WINDING DIMENSIONING

1 - Input data:

HPP		TESE 1A	
Type		HIDROGERADOR	
Output		$S_n := 300000$	[kVA]
Rated voltage		$U_n := 16000$	[V]
Frequency		$f_n := 60$	[Hz]
Speed		$n_n := 120$	[rpm]
Stator slot number		$N_z := 504$	[-]
Number of turn per coil		$Z_n := 1$	[-]
Number of parallel circuits		$a := 4$	[-]
Stator bore inner diameter		$Di_s := 12000$	[mm]
Stator winding current density		$J_s := 2.95$	[A/mm ²]
Stator winding temp. rise		$\Delta T_s := 80$	[K]
Damper bar length		$L_D := 2500$	[mm]
Damper slot opening width		$bd := 3$	[mm]
Pole shoe weight		$m_{sp} := 300$	[kg]
Negative sequence current I ₂		$I_2 := 0.08$	[-]
<hr/>			
Copper conductivity		$\sigma_{cu} = 57 \cdot 10^6$	[1/(m.Ω)]
Air permeability		$\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$	[H/m]
Specific heat of damper		$C_{cu} := 394$	[Ws/(Kkg)]
Rated current	$I_n := \frac{S_n \cdot 1000}{\sqrt{3} \cdot U_n}$	$I_n = 10825.3$	[A]
Number of poles:	$P_z := \frac{2 \cdot 60 \cdot f_n}{n_n}$	$P_z = 60$	[pols]
Linear current intensity	$A_s := \frac{I_n \cdot N_z \cdot (2 \cdot Z_n)}{a \cdot \pi \cdot Di_s}$	$A_s = 72.4$	[A/mm]

2 - Theory for dimensioning:

Linear current intensity:

This value is associated to the electric current conduction capability of the winding, located in air gap surface without exceeding the temperature rise.

It is the same as if exists a tangential current conduction where there is a current circulation of I_p/a [A] and the airgap surface with enough capacity to dissipate the heat caused by the ohmic losses of the stator (R_s).

Because of this, the temperature rise of the winding located on the airgap surface is direct associated to linear current intensity A_s .

So, if there is a value of A_s for the winding, to assume that this value is also valid for the damper winding is totally correct.

3 -Current on damper winding at continuous negative sequence current of $I_2 = 0.08$:

Consideration:

- During the permanent load, simetric current, the damper winding has no main function;
- The current on damper winding will appears when the load is assimetric;
- The damper current is proportional to the negative sequence current I_2 ;
- As per design, during negative sequence current, the damper winding will have the same linear current intensity as the stator winding.
- Same linear current intensity means, same thermal dissipation capability.

The linear current intensity of the stator winding negative sequence:

$$A_{s_des} := \frac{I_2 \cdot I_n}{a} \cdot \frac{N_z \cdot (2 \cdot Z_n)}{\pi \cdot Di_s} \quad [\text{A/mm}]$$

$$A_{s_des} := I_2 \cdot A_s \quad [\text{A/mm}]$$

The linear current intensity of damper winding:

$$A_D := I_D \cdot \frac{P_z \cdot N_D}{\pi \cdot Di_s} \quad [\text{A/mm}]$$

where:

N_D - Number of damper bars per pole

Minimum number of damper bars per pole:

According to our experience the damper bar pitch shall have the same pitch as the stator slot modified by $\pm 10\%$. In our case the stator slot pitch is 74.8 mm and adopting the pitch ratio of 0.9, the damper pitch is 67.3 mm.

Cálculo do enrolamento amortecedor

Stator slot pitch	$\tau_s := \pi \frac{D_{i_s}}{N_z}$	$\tau_s = 74.8$	mm
Damper pitch	$\tau_d := 0.90 \cdot \tau_s$	$\tau_d = 67.3$	mm
Bar per pole			
	Pole core width	$bp_k := 300$	mm
	$N_D := \frac{bp_k}{\tau_d} + 1$	$N_D = 5.5$	$N_D := 5$ bars per pole

Current on the damper winding:

Considering A_s equal to A_D :

$$I_D := \frac{I_2 \cdot I_n \cdot N_z \cdot 2 \cdot Z_n}{a_p \cdot P_z \cdot N_D} \quad I_D := I_2 \cdot A_s \frac{\pi D_{i_s}}{P_z \cdot N_D} \quad I_D = 727.5 \quad [A]$$

4 - Damper bar diameter:

According to our experience we should assume J_D damper current density equal to the value provided by stator winding, that means 3.694 [A/mm²]:

$$J_D := J_s \quad [A/mm^2]$$

and together with the formula of damper current, allows us to determine the diameter in order to meet the current density:

$$Ab_D \cdot J_D := I_D^2 \quad \text{e} \quad Ab_D := \frac{\pi}{4} \cdot Db_D^2 \quad \text{written in another way}$$

$$\frac{\pi}{4} \cdot Db_D^2 \cdot J_D := \frac{I_2 \cdot I_n \cdot N_z \cdot 2 \cdot Z_n}{a \cdot P_z \cdot N_D}$$

$$Db_D^2 := I_2 \cdot \left(\frac{I_n \cdot N_z \cdot 2 \cdot Z_n}{a \cdot \pi \cdot D_{i_s}} \right) \cdot \frac{D_{i_s}}{P_z \cdot N_D} \cdot \frac{4}{J_D} \quad \text{finaly}$$

Defining f_s as margin factor, we have :

$$f_s := 1.15$$

Cálculo do enrolamento amortecedor

$$Db_{D_cal} := \sqrt{I_2 \cdot f_s \cdot A_s \cdot \frac{D_i_s}{P_z \cdot N_D} \cdot \frac{4}{J_D}} \quad Db_{D_cal} = 19 \quad [\text{mm}]$$

Damper bar diameter adopted: $Db_D := 19.1 \quad [\text{mm}]$

5 - Damper winding main data:

Damper bars per pole	$N_D = 5$
Damper bar diameter	$Db_D = 19.1 \quad [\text{mm}]$

6 - Temperature rise of the damper winding:

The temperature rise of a winding located in the air gap circumference, as a function of linear current intensity is given by:

$$\Delta T := k_t \cdot A \cdot J^2$$

$$k_t := \frac{\rho_{Cu}}{\alpha_k} \quad \text{and} \quad \rho_{Cu} - [\Omega \cdot \text{m}^2/\text{m}] - \text{Copper resistivity,}$$
$$\alpha_k - [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] - \text{Heat transfer coefficient}$$

For stator winding the thermal proportionality factor is given by:

$$k_t := \frac{\Delta T_s}{A_s \cdot J_s^2} \quad k_t = 0.4 \quad [\Omega \cdot \text{K} \cdot \text{mm}^3/\text{W}]$$

This factor will be the same for damper winding.

The damper bar current density is:

$$J_{Dk} := \frac{I_D \cdot 4}{\pi \cdot Db_D^2} \quad J_D = 2.5 \quad [\text{A}/\text{mm}^2]$$

And the linear current intensity will be:

Cálculo do enrolamento amortecedor

$$A_D := I_D \frac{P_z \cdot N_D}{\pi \cdot D_i^2} \quad A_D = 5.8 \quad [\text{A/mm}]$$

Finally, the damper temperature is:

$$\Delta T_D := k_t \cdot A_D \cdot J_D \quad \Delta T_D = 5.5 \quad [\text{K}]$$

So the damper winding has enough capacity to withstand permanent assimetric load as well as the transients coming from the network.

7 - Damper winding during transient and operating at $(I_2)^2 \cdot t = 20$

The damper winding when operating at $(I_2)^2 \cdot t = 20$, the temperature rise should be within the acceptable limit:

Currents on damper winding:

$$I_{D_x} := I_{v2_x} \cdot A_s \cdot \frac{\pi \cdot D_i^2}{P_z \cdot N_D} \quad [\text{A}]$$

Current density in one bar:

$$J_{vD_x} := 4 \cdot \frac{I_{D_x}}{\pi \cdot D_b^2} \quad [\text{A/mm}^2]$$

Linear current intensity:

$$A_{D_x} := I_{D_x} \cdot \frac{P_z \cdot N_D}{\pi \cdot D_i^2} \quad [\text{A/mm}]$$

The temperature rise during permanent assimetric load ($I_2=0.08$):

$$\Delta T_{vD_x} := k_t \cdot A_{D_x} \cdot J_{vD_x} \quad [\text{K}]$$

As the rotor has a thermal inertia, to calculate the heating in a certain time, the time constant shall be used:

Ohmic losses in one damper bar:

As the damper bar has a circular shape and is located in the slot, when we have a current (I_D), the ohmic resistance will be modified due to field effect (skin).

So, to calculate the actual resistance, we will use the method described below:

Alternating current impedance of a solid conductor of circular cross section placed in a semi-closed circular slot

Hans Annell, Transactions of the Royal Institute of Technology, Electrical Engineering, Stockholm, v.9, n.200, p. 1-33, 1963

Cálculo do enrolamento amortecedor

$$R(\nu) := -\operatorname{Re} \left[\frac{K_{a\nu} \cdot J_{0,\nu}}{-2 \cdot J_{1,\nu}} + \frac{(K_{a\nu})^2 \cdot \ln\left(\frac{b}{a}\right)}{2} + \frac{(K_{a\nu})^2}{\alpha d^2} \cdot \sum_{\nu=1}^{30} \left(\frac{\sin(\nu \cdot \alpha d)^2}{\nu^3} \cdot \frac{q_{\nu} + \nu F_{\nu,\nu}}{1 + \nu \cdot q_{\nu} \cdot F_{\nu,\nu}} \right) \right]$$

$$\omega L(\nu) := -\operatorname{Im} \left[\frac{K_{a\nu} \cdot J_{0,\nu}}{-2 \cdot J_{1,\nu}} + \frac{(K_{a\nu})^2 \cdot \ln\left(\frac{b}{a}\right)}{2} + \frac{(K_{a\nu})^2}{\alpha d} \cdot \sum_{n=1}^{30} \left(\frac{\sin(n \cdot \alpha d)}{n^2} \cdot \frac{q_n + n \cdot F_{n,\nu}}{1 + n \cdot q_n \cdot F_{n,\nu}} \right) \right]$$

$$Li(\nu) := \frac{\omega L(\nu)}{\pi \cdot (K_{a\nu})^2}$$

$$R(\nu) = \begin{array}{|c|} \hline 2.4 \\ \hline 4.3 \\ \hline \end{array} \quad \omega L(\nu) \cdot \operatorname{RdDC} = \begin{array}{|c|} \hline 0 \\ \hline 0 \\ \hline \end{array} \quad Li(\nu) = \begin{array}{|c|} \hline 0.9 \\ \hline 0.7 \\ \hline \end{array} \quad a \cdot \sqrt{w_{\nu} \cdot \mu_0 \cdot \sigma_{cu}} = \begin{array}{|c|} \hline 1.6 \\ \hline 2.2 \\ \hline \end{array}$$

→
The actual resistance and reactance values at 75 C are: RB; XB & Ra
→

$$RB(\nu) := \operatorname{RdDC} - R(\nu) \quad XB(\nu) := \omega L(\nu) \cdot \operatorname{RdDC} \quad \operatorname{RdDC} = 0.000186$$

$$Li(\nu) = \begin{array}{|c|} \hline 0.9 \\ \hline 0.7 \\ \hline \end{array} \quad \nu = \begin{array}{|c|} \hline 1 \\ \hline 2 \\ \hline \end{array} \quad \frac{w_{\nu}}{2 \cdot \pi} = \begin{array}{|c|} \hline 60 \\ \hline 120 \\ \hline \end{array} \quad w_{\nu} = \begin{array}{|c|} \hline 377 \\ \hline 754 \\ \hline \end{array} \quad RB(\nu) = \begin{array}{|c|} \hline 0.00044 \\ \hline 0.00081 \\ \hline \end{array} \quad XB(\nu) = \begin{array}{|c|} \hline 0.001226 \\ \hline 0.00213 \\ \hline \end{array}$$

$$x := 0..6$$



It is observed that the rotating magnetic field produced by negative sequence current I_2 should have synchronous speed, but in opposite direction.

Due to this, the current in damper will have double of rated frequency, that means second harmonic. $R(2)$ is calculated as:

$$R(2) = 4.35 \quad [\mu\Omega] \text{- factor for AC current at} \quad 2 \cdot f_n = 120 \quad [\text{Hz}]$$

The DC resistance will be:

$$\rho_{155} := \frac{234.5 + 155}{234.5 + 20} \cdot \frac{1}{\sigma_{cu}} \quad \operatorname{RdDC} := \rho_{155} \cdot \frac{L_D \cdot 10^3}{\frac{\pi}{4} \cdot D_D^2} \quad \operatorname{RdDC} = 0.000234 \quad [\Omega]$$

The AC resistance will be:

$$\operatorname{Rac}_D := R(2) \cdot \operatorname{RdDC} \quad \operatorname{Rac}_D = 0.001019 \quad [\Omega]$$

Cálculo do enrolamento amortecedor

The loss I²R in one damper bar at 100% current assimety will be:

$$PD_{100\%} = (ID_0)^2 \cdot Rac_D \quad PD_{100\%} = 84259.5 \quad [W]$$

The time to heat one pole shoe having only the losses due to the damper bars will be:

$$\tau_{sp} = \frac{\Delta T_v D_0 \cdot C_{cu} \cdot m_{sp}}{N_D \cdot PD_{100\%}} \quad \tau_{sp} = 241.5 \quad [s]$$

Temperature rise in function of time:

$$\Delta T_t D_x = \Delta T_v D_x \cdot \left(1 - e^{-\frac{t_x}{\tau_{sp}}}\right) \quad [K]$$

I_2 [pu]	Time [s]	I_2 [A]	Temperature rise- final $\Delta T_v D_x$ [K]	Temperature rise at t_x [s] [K]
$I_{v2_x} =$	$t_x =$	$ID_x =$	$\Delta T_v D_x =$	$\Delta T_t D_x =$
1	20	9093.3	860.7	68.4
0.5	80	4546.6	215.2	60.7
0.2	500	1818.7	34.4	30.1
0.15	888.9	1364	19.4	18.9
0.12	1388.9	1091.2	12.4	12.4
0.1	2000	909.3	8.6	8.6
0.08	3125	727.5	5.5	5.5

Damper bar temperature rise at I²T = 20

8- Conclusion

Considering that the maximum temperature rise of the damper winding is lower than 70 K, we can state that the damper bars are well dimensioned and can easily withstand an assimetric bad according to specification.

I²=0.08 pu and I²T = 20 s.