



**XXIII SNPTTE
SEMINÁRIO NACIONAL
DE PRODUÇÃO E
TRANSMISSÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

FI/GGH/34
18 a 21 de Outubro de 2015
Foz do Iguaçu - PR

GRUPO - I

GRUPO DE ESTUDO DE GERAÇÃO HIDRÁULICA- GGH

COMO A SOLUÇÃO HIDRÁULICA IMPACTA O PROJETO DO GERADOR EM UNIDADES BULBO

J. Johnny Rocha E. Ricardo Vasconcellos Fabio Garcia

Alstom Energias Renováveis Ltda.

RESUMO

O diâmetro do cilindro central do bulbo tem sido limitado por restrições associadas ao perfil hidráulico da turbina. A pesar de ter ocorrido uma evolução considerável na relação entre o diâmetro externo do cilindro central do bulbo e o diâmetro da roda da turbina, esta relação ainda se encontra em torno de 1,30, impondo restrições a um projeto ótimo do gerador em ambiente de turbinas bulbo.

Assim, o presente informe técnico se propõe discutir critérios elétricos e mecânicos de dimensionamento de geradores síncronos associados a unidades bulbo, quando as suas dimensões externas são restritas pelo diâmetro do rotor da turbina. Esta situação impõe uma discussão exaustiva dos princípios de cálculo eletromagnético com a finalidade de manter sob controle conceitos subsequentes, como a relação de curto-circuito, o momento de inércia, os modos de vibrar, a forma de onda da tensão, o comprimento do gerador, o peso total, os custos, etc.

PALAVRAS-CHAVE

Unidades Bulbo, geradores bulbo, geradores síncronos, turbinas bulbo, projeto de geradores.

1.0 - FUNDAMENTOS DE PROJETO DE MÁQUINAS ELÉTRICAS

Como qualquer outra disciplina, a teoria de projeto de máquinas elétricas se apoia em alguns axiomas, como:

“todo o processo de conversão de energia, em máquinas elétricas rotativas, assume que a quantidade de linhas de fluxo magnético que atravessa o entreferro é constante, em qualquer condição de operação de regime permanente”

Como consequência principal, toda a energia magnética armazenada será convertida em variação de energia mecânica. Naturalmente que esta declaração assume um ambiente ideal onde não há perdas.

Para ilustrar a sentença, permitam-nos invocar o conceito clássico de conservação de energia. Na equação (1), pode-se dizer que a energia elétrica W_{el} injetada numa máquina elétrica rotativa é transformada em energia magnética W_{mg} e em energia mecânica W_{mc} ademais de perdas W_{los} que serão dissipadas na forma de calor, atrito ou ruído.

$$W_{el} = W_{mg} + W_{mc} + W_{los} \quad (1)$$

Considerando que a conversão de energia ocorra sob uma condição de fluxo constante. Diante de uma variação de energia, desconsiderando as perdas, a equação (1) adquire um novo significado,

$$0 = \partial W_{mg} + \partial W_{mc} + 0 \quad (2)$$

Isso porque, $\partial W_{el} = v \cdot i \cdot \partial t = \left(n \cdot \frac{\partial \phi}{\partial t} \right) \cdot i \cdot \partial t = n \cdot i \cdot \partial \phi$ e como se assume um ambiente de fluxo constante $\phi = \text{cte} \rightarrow \partial \phi = 0 \rightarrow \partial W_{el} = 0$ consequentemente, toda a energia magnética armazenada será transformada em energia mecânica, como explicitado em (3) a partir de (2),

$$\partial W_{mg} = -\partial W_{mc} \quad (3)$$

Como em sistemas mecânicos rotativos, o trabalho $\mathcal{T} \cdot \theta$ é uma forma de energia mecânica, então uma variação de energia, considerando torque constante pode ser representada como em (4),

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

Dividindo ambos os lados de (3) por $\partial \theta$ e conforme (4), vem que,

$$\frac{\partial W_{mg}}{\partial \theta} = -\frac{\partial W_{mc}}{\partial \theta} = -\mathcal{T} \quad (5)$$

Dividindo ambos os lados de (5) pelo volume onde se encontra armazenada a energia magnética (Vol) vem,

$$\frac{\partial W_{mg}}{Vol \cdot \partial \theta} = -\frac{\partial W_{mc}}{Vol \cdot \partial \theta} \quad \text{ou} \quad -\frac{\mathcal{T}}{Vol} = H \cdot \frac{\partial B}{\partial \theta} = \frac{H}{\omega} \cdot \frac{\partial B}{\partial t} \quad (6)$$

Significando que, em quanto possa se manter um fluxo radial constante, ocorrerá uma conversão de energia elétrica, armazenada sob a forma de energia magnética, em energia mecânica sempre que o rotor se encontre em movimento. Como afirmado em (6), há necessidade de se ter um deslocamento tangencial da densidade de fluxo, que justifica a existência de uma variação angular ou velocidade angular ω no processo de conversão de energia.

1.1. A identidade construtiva de projeto

Partindo da equação da potência aparente de um gerador S_r , equação (7), e da equação da U_{ln} tensão de linha (8)

$$S_r = 3 \cdot \frac{U_r}{\sqrt{3}} \cdot I_r = 3 \cdot U_{ln} \cdot I_{ln} \quad (7)$$

Onde: U_r é a tensão nominal que, em sistemas trifásicos com conexão estrela, é a tensão linha-linha; I_r é a corrente nominal ou I_{ln} corrente de linha para neutro.

$$U_{ln} = \frac{4}{\sqrt{2}} \cdot l_c \cdot \tau_p \cdot f \cdot k_w \cdot N_{ph} \cdot \beta_{max} \quad (8)$$

Onde: l_c é o comprimento bruto do núcleo do estator, $\tau_p = \frac{\pi \cdot D_i}{2 \cdot p}$ é o passo polar (D_i diâmetro interno do estator e p número de par de pólos); $f = p \cdot \frac{rpm}{60}$ é a frequência nominal; k_w é o fator de enrolamento;

$N_{ph} = \frac{N_s \cdot N_{tc}}{m \cdot a}$ (N_s número de ranhuras do estator; N_{tc} espiras por bobina; m o número de fases, a o número de circuitos paralelos por fase) representa a quantidade de espira por fase para obter a tensão nominal, β_{max} é o valor de pico da forma de onda da densidade de fluxo calculada sobre a linha do entreferro médio

Levando (8) em (7) e após algumas manipulações convenientes,

$$\frac{S_r}{\omega \cdot (\pi \cdot l_c \cdot D_i^2)} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{rpm}{2 \cdot p} \cdot \left(k_w \cdot \frac{2 \cdot N_s \cdot N_{tc}}{\pi \cdot D_i} \cdot \frac{I_{ln}}{a} \right) \cdot \beta_{max} \quad \text{ou} \quad (9)$$

$$\frac{\mathcal{T}_r}{Vol} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{rpm}{2 \cdot p} \cdot H_{sf} \cdot \beta_{max} = \frac{30}{\sqrt{2}} \cdot \frac{f}{p^2} \cdot H_{sf} \cdot \beta_{max}$$

Observe que a equação (9) pode ser comparada com a (6). Contudo, a (9) merece algumas explicações:

- A presença de β_{max} significa que esta equação pode ser associada com outros materiais além do ar;
- H_{sf} é a intensidade magnética linear efetiva que preenche tangencialmente o entreferro, uma vez que este sistema assume um campo magnético girante;

- c) A variável r_{rpm} (rotações por minuto) é a prova de que há necessidade de uma variação angular sob a forma de velocidade angular para a efetivação do processo sustentado de transformação de energia.

Assim, a equação (9) confirma que a energia magnética armazenada em um volume definido de matéria é convertida em energia mecânica na razão do mesmo volume. Consequentemente, quando se está projetando uma máquina elétrica rotativa, o primeiro passo é determinar o volume de material para conter toda essa energia.

Ocorre que as expressões (9) não estão sob a forma mais popular entre os projetistas de máquinas elétricas rotativas. Entretanto, a (9) pode ser mais facilmente reconhecida se apresentada como em (10) sob a forma do coeficiente de aproveitamento CA , designado por outros como *número de Esson* [1],

$$CA \triangleq \frac{S_r}{rpm \cdot l_c \cdot D_i^2} = \frac{\pi^2}{60 \cdot \sqrt{2}} \cdot rpm \cdot k_w \cdot A_i \cdot \beta_{max} \quad (10)$$

$$A_i \triangleq \frac{2 \cdot N_s \cdot N_{tc}}{\pi \cdot D_i} \cdot \frac{I_{lm}}{a} \quad (11)$$

Onde é definido como intensidade linear de corrente

A equação (10) permite colecionar valores de CA em função do torque (S_r / r_{rpm} outros preferem S_r / p).

Em (11), a intensidade linear de corrente representa a intensidade da FMM requerida para impelir o fluxo magnético a través de toda a circunferência do diâmetro interno do estator. Assim, esse número, quando o diâmetro do estator está dado em centímetros, assume um valor emblemático de 750 [A/cm] que é tomado como referência para ponderar as proporções de cobre e aço utilizados no projeto de um gerador [2].

- Se $A_i > 750$ se define uma máquina com maior quantidade de cobre, menor fluxo magnético com maior reação de armadura;
- Se $A_i < 750$ se define uma máquina com maior quantidade de aço, mais fluxo magnético com moderada reação de armadura;

1.2. Influência do diâmetro interno do estator sobre a elevação de temperatura

Assumir-se-á que o calor produzido no núcleo do estator devido às perdas de origem magnética será dissipado pela superfície periférica externa do mesmo. Com isso, o calor produzido pelas perdas devidas ao efeito Joule do enrolamento do estator será dissipado pela superfície interna do estator conformado pela própria bobina, incluindo as suas cabeças. Assim, as perdas no cobre que produzem calor podem ser identificadas como:

$$P_{cu} = R_b \cdot I_b^2 = \rho_b \cdot \frac{l_w}{A_b} \cdot I_b^2 \quad (12)$$

Onde, $I_b = I_{lm} / a$ é a corrente que circula em cada barra/bobina; ρ_b é a resistividade do material condutor na barra ou bobina. Conforme a Figura 3, a superfície interna definida pelo enrolamento do estator é $A_{dis} = \pi \cdot D_i \cdot l_b$ e o comprimento de todo o cobre é $l_w = 2 \cdot l_b \cdot N_s \cdot N_{tc}$

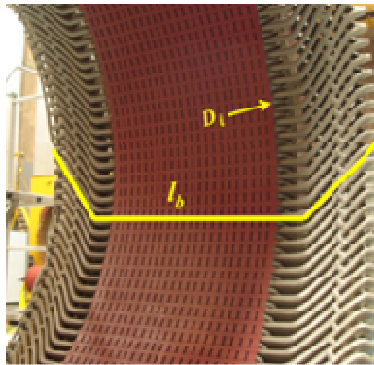


FIGURA 3 – Superfície de dissipação de calor

As perdas Joule se transformam em calor de acordo com

$P_{cu} = \alpha_k \cdot A_{dis} \cdot \Delta T$ onde $\alpha_k \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$ representa o coeficiente de transferência de calor.

Assim, a elevação de temperatura promovida pelas perdas Joule do cobre do enrolamento da armadura é:

$$\Delta T \approx \frac{P_{cu}}{\alpha_k \cdot A_{dis}} = \frac{\rho_b}{\alpha_k} \cdot \frac{I_b}{A_b} \cdot \left(\frac{2 \cdot N_s \cdot N_{tc}}{\pi \cdot D_i} \cdot \frac{I_{lm}}{a} \right) \quad (13.a)$$

$$\Delta T \approx \frac{\rho_b}{\alpha_k} \cdot J_b \cdot A_i = \alpha_{cs} \cdot \mathcal{H}_s \quad (13.b)$$

Onde, α_{cs} pode ser considerado como um fator global de dissipação de temperatura que engloba também a efetividade do sistema de resfriamento da máquina; $\mathcal{H}_s \triangleq J_b \cdot A_i$ é conhecido como capa de corrente e emula uma capa cilíndrica, de diâmetro D_i e de espessura equivalente à profundidade da ranhura, produzindo calor devido ao efeito Joule.

2.0 - ASPECTOS CONSTRUTIVOS DAS UNIDADES BULBO

O nome “bulbo” deriva do formato do encapsulamento em que se encontra alojado o gerador. Como ilustrado na Figura 4, as unidades bulbo se encontram totalmente submersas dentro de uma passagem tubular de água e,

como as turbinas que compõem a unidade são em geral de dupla regulação, então elas possuem a capacidade para lidar com variações significativas de descarga hidráulica, de modo que a corrente de fluxo hidráulico entra e sai da turbina com pequenas mudanças de direção. A passagem de água em linha reta pelo tubo de sucção melhora o comportamento hidráulico da unidade, resultando em baixa submersão. Quanto mais baixa a queda, mais importante é o projeto da tomada de água e do tubo de sucção.

Uma unidade bulbo pode ser encarada como uma bolha de ar imersa num fluxo corrente de água. Assim, durante a concepção mecânica, a estrutura completa desse bulbo tem de ser analisada cobrindo tensões, deflexões e frequências próprias para verificar o comportamento estático e dinâmico da unidade inteira.

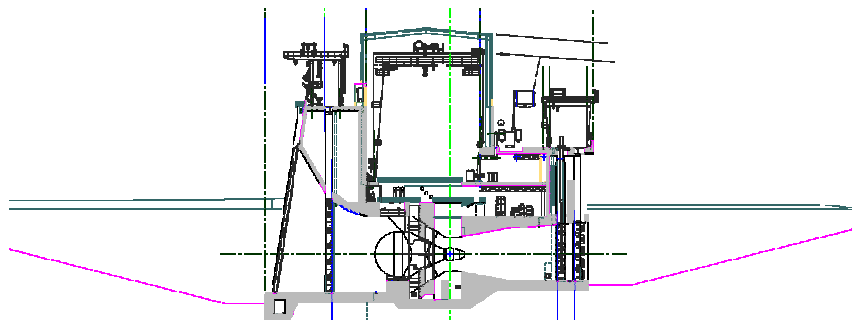
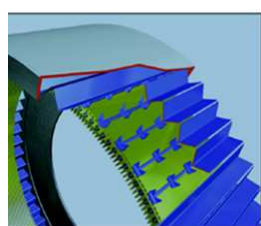


FIGURA 4 – corte de uma típica casa de força com unidades bulbo

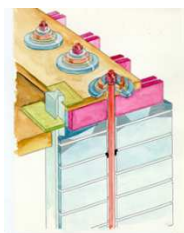
2.1. Aspectos de projeto do estator

O projeto do estator esquematizado pela Alstom incorpora elementos em forma de V, Figura 5, que contribuem com vantagens operacionais significativas na conformação da rigidez estrutural, ocupando um menor espaço radial que as soluções tradicionais, além de assegurar o espaço necessário para passagem de ar de resfriamento entre as costas do núcleo do estator e o cilindro do bulbo.

A concepção das guias radiais do estator, junto com o efeito mola dos *elementos V*, associado ao sistema de prensagem do núcleo estatórico, proveem uma proteção preventiva vital contra o *efeito buckling*.



a) Elementos V



b) Sistema de prensagem do núcleo



c) Sist. de isolamento Micadur®

FIGURA 5 – Elementos construtivos especiais do projeto do estator

A confiabilidade do enrolamento do estator é determinada pela qualidade do seu sistema de isolamento, por isso o emprego do sistema de isolamento classe 155 Micadur® confere, entre as suas principais propriedades isolantes, as seguintes características: a) Atende satisfatoriamente todos os requisitos da classe 155 (F) de isolamento; b) Elevada capacidade dielétrica, associada a grande endurância a voltagem, com baixos fatores de perda; c) Sistema isolante de comprovada aplicação para todos os tipos de máquinas até 30 kV; d) Excelente resistência ao efeito corona; e) Muito boa resistência ao óleo, água e outros tipos de fluido de arrefecimento; e f) Excelentes propriedades mecânicas.

2.2. Aspectos de projeto do rotor

Com a adoção de elementos oblíquos, Figura 6, no projeto de geradores algumas décadas atrás, a Alstom lançou uma nova era no projeto de hidro geradores, oferecendo um desempenho mecânico diferenciado. Os braços oblíquos vinculam duas partes anulares concêntricas, o anel magnético e o cubo do rotor, permitindo que cada um deles possa se movimentar tangencialmente um com relação ao outro.

A inclusão de elementos oblíquos no projeto do rotor promove um comportamento radial preciso, oferecendo um entreferro uniforme sob todas as condições de operação.

Os elementos oblíquos são aplicados ao projeto da aranha do rotor para outorgar maior resiliência frente às expansões térmicas, forças



FIGURA 6 – elementos oblíquos

centrífugas e torques operacionais.

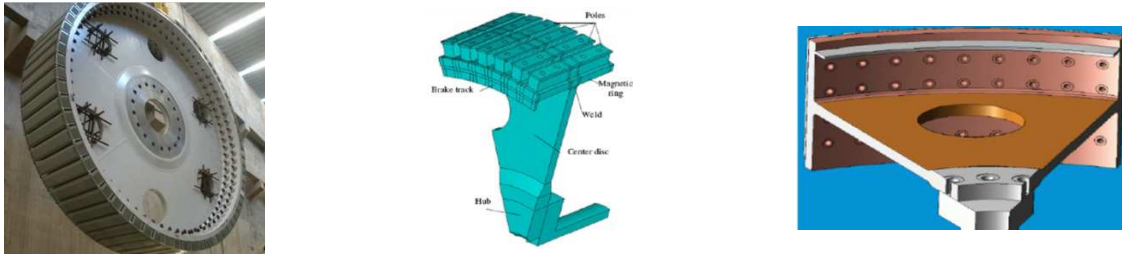


FIGURA 7 – Rotor do gerador com “Cora tipo I”.

Toda vez que o comprimento axial dos polos assim o permita, será possível de se aplicar outro projeto de coroa magnética conhecida como “coroa tipo I”. Conforme a figura 7, consistem de uma virola de aço (anel magnético) com um disco central (aranha) soldados em toda a região de interface. Aberturas circulares no disco garantem a passagem do ar de resfriamento. Os polos são assegurados à parte externa do cilindro por parafusos. Embora esta solução ofereça menor momento de inércia, quando comparado à solução anterior, tem a vantagem de ser mais leve e, com isso, impõe um menor carregamento no mancal. A opção de polos parafusados tem a vantagem de permitir inclinar os polos quando há necessidade de mitigar o efeito das harmônicas de dente.

3.0 - ASPECTOS ELETROMAGNÉTICOS DO PROJETO

Observando geradores bulbo, calculados nos últimos 10 anos em 3 continentes, com potências entre 30000 kVA até 83000 kVA, e 44 a 92 polos, foi possível constatar que a relação entre o comprimento do núcleo e o passo polar

(l_c / τ_p) varia entre 4 e 6 $\left[\frac{kVA}{(m^3 \cdot rpm)} \right]$. Este domínio restrito claramente indica não haver espaço suficiente para acomodar os polos, de modo que o fator de cobertura polar (largura da sapata por passo polar) deve ser mantido estritamente baixo 0,75, não permitindo que reatância de dispersão assuma valores superiores a 0,21 pu.

3.1. A relação de curto circuito - RCC

A RCC tem impacto direto sobre a estabilidade do gerador e sobre a capacidade do gerador de absorver reativos. Também é associada ao peso do gerador como um indicador de tamanho. Em pu é definido como o valor inverso da reatância síncrona de eixo direto saturada (x_{ds}) com em (14).

$$SCR \triangleq \frac{1}{x_{ds}} \quad (14)$$

A reatância síncrona $x_d = x_{ad} + x_l$ é a soma da reatância de reação de armadura e a reatância de dispersão, respectivamente. A x_l é uma medida das não idealidades do processo construtivo, e

$$x_{ad} = x_d - x_l \approx \frac{1}{Z_b} \cdot k_d \cdot m \cdot f \cdot \frac{\mu_0 \cdot D_i \cdot l_c}{f_c \cdot f_s \cdot \delta} \cdot \left(\frac{k_w \cdot N_s \cdot N_{tc}}{p \cdot m \cdot a} \right)^2 \quad [pu] \quad (15)$$

Onde Z_b é a impedância de base; k_d é uma constante relacionada com a reação de armadura pelo eixo direto; f_c é o fator de Carter; f_s é um fator de saturação e δ o valor do entreferro mínimo no centro do pólo.

Querendo alterar o valor da RCC, sem alterar as principais dimensões do gerador, a opção mais efetiva é diminuir o número efetivo de espiras por fase $k_w \cdot N_{ph}$. Porém, traz consequências; conforme (8) e (15) diminuindo $k_w \cdot N_{ph}$, mantendo constante a tensão nominal, cria a necessidade de aumentar β_{max} . Que significará mais fluxo, consequentemente incremento na seção do núcleo para evitar saturação excessiva. Finalmente, significa uma máquina mais carregada no núcleo, ou orientada para utilização de mais aço no núcleo magnético.

Como os geradores bulbo têm restrições em D_i & l_c é desejável praticar $0.75 < SCR < 1.05$ querendo manter um projeto orientado para o cobre, que significa menores dimensões principais, menor demanda de FMM dos polos uma vez que, devido ao exíguo passo polar, uma menor quantidade de espiras por pólo será muito bem-vinda.

3.2. A reatância transitória de eixo direto - x'_d

Os estudos de falha normalmente se dividem em regimes: subtransitório, transitório e permanente. O regime subtransitório pode se estender por alguns 4 ciclos; o transitório, entre 120 a 150 ciclos, de modo que a reatância transitória se torna relevante em estudos de estabilidade.

Na condição transitória a dispersão do fluxo magnético é predominante e a expressão da reatância transitória de eixo direto reflete essa condição; como mostrado em (16), ela pode ser definida como a adição da reatância de

dispersão da reação da armadura (x_l) com a reatância de dispersão efetiva associada ao enrolamento de campo (x_f). Em (16) x_f representa a reatância de dispersão do enrolamento de campo.

$$x'_d = x_l + \frac{1}{\left(\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_f}\right)} = x_l + \frac{x_{ad} \cdot x_f}{x_{ad} + x_f} = x_l + x'_f \quad [pu] \quad (16)$$

Uma vez que em geradores bulbo, devido à restrição no diâmetro externo imposta pelo projeto da turbina, o passo polar é muito pequeno, ocasiona que x_f é muito sensível a variações dimensionais. Assim, um acréscimo de 1% no diâmetro do estator representará um decréscimo de 1% em x'_d . A largura da sapata polar é classicamente dimensionada como 75% do passo polar e, se assumimos isso como referência mantendo constante o diâmetro interno do estator, então um incremento de 5% na largura da sapata polar representará um incremento de $1.05^2 = 1.1025$ no valor de x_f .

3.3. Influência do fator de potência no projeto do gerador

Começando pela potência mecânica da turbina P_t , definindo a tensão nominal U_r e o rendimento do gerador η_g como requisitos do cliente (valores constantes), pela (17), a corrente de armadura aumentará a medida que o fator de potência $\cos \varphi$ diminua.

$$I_a = P_t / (\eta_g \cdot m \cdot U_r \cdot \cos \varphi) \quad [A] \quad (17)$$

Maior corrente de armadura significa maior FMM de reação, consequentemente maior necessidade de FMM de excitação nos pólos. Mais FMM significa mais fluxo, tanto no núcleo do estator como no do rotor. Como exposto anteriormente, a relação l_c / τ_p inevitavelmente se tornará muito alta, além do domínio entre 4 e 6, assim se torna imprescindível que o fator de potência seja o mais alto possível e que a tensão nominal seja a mais próxima possível do valor ideal de espiras por fase [4].

3.4. A importância da tensão nominal

Devido a restrições de acesso e condições precárias para realizar trabalhos de reparo ou manutenção no enrolamento do estator, é desejável o emprego de barras Roebel no lugar de bobinas, apesar destas oferecerem mais facilidades na definição eletromagnética do gerador, porém são muito mais difíceis de reparar se por acaso forem danificadas em serviço.

Por este motivo, a liberdade de eleger a tensão adequada criará condições para incluir barras Roebel no projeto, além de considerar o número mínimo suficiente de circuitos paralelos para prevenir forças magnéticas parasitas [5].

Idealmente, a tensão nominal deveria resultar de um compromisso entre potência aparente e número mais económico de circuitos paralelos, refletindo o melhor carregamento de corrente por ranhura que, em unidades bulbo este valor ainda não superou 5000 A que, com o desenvolvimento tecnológico, poderá ser superior. Evidentemente que a seleção do número de paralelos estará associada com a rotação nominal, uma vez que o número de paralelos é um fator do número de pólos do rotor.

Isso significa que existe uma tensão que melhor se ajusta ao torque nominal do gerador S_r / ω_{rpm} . Consequentemente, valores menores ou maiores a este valor ideal implicam numa solução eletromagnética que encarece o custo do gerador, de onde decorre ser mandatório permitir ao projetista decidir pela melhor tensão nominal e apenas fixá-la a priori.

3.5. O impacto da variação de tensão e frequência durante a operação

De acordo como a IEC 60034-1-2010 [6], os geradores deverão ser capazes de operar dentro de uma determinada combinação de variações de tensão e frequência classificados como zona A e zona B, Figura 8.

O gerador deverá ser capaz de operar continuamente dentro da zona A, sem necessidade de cumprir integralmente o seu desempenho como nas condições nominais operação, podendo apresentar alguns desvios, a elevação de temperatura poderá ser superior à verificada em tensão e frequência nominais.

O gerador deverá ser capaz de desempenhar sua função principal dentro da zona B, mas poderá apresentar desvios maiores com relação ao desempenho verificado nas condições nominais e provavelmente serão superiores os mais críticos verificados na zona A. Operação prolongada no perímetro da zona B não é recomendada.

Assim, com o propósito de verificar os limites de operação de um gerador bulbo, foram simuladas algumas máquinas selecionadas para operar no

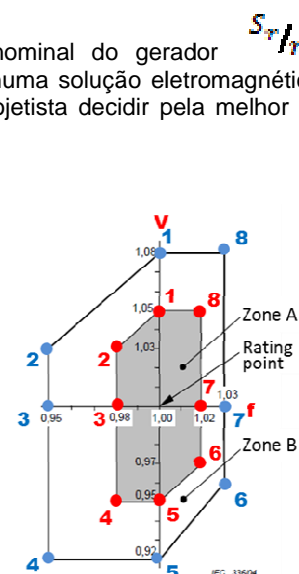


FIGURA 8 – Limites de tensão e

perímetro da zona A cujos resultados se comentam na Tabela 1.

frequência par geradores

TABELA 1 – Análise dos pontos crítico de operação

	V/f	Zona A
1	1,050	A demanda magnética sobre os pólos é muito crítica devido ao alto nível de saturação da máquina. Devido ao exíguo passo polar, o fluxo disperso do campo assume valores elevados.
2	1,051	Semelhante ao anterior.
3	1,020	Ainda com demanda crítica nos pólos, com saturação e fluxo disperso.
4	0,969	O enrolamento de campo esquenta devido a 5% no incremento da corrente de armadura.
5	0,950	Semelhante ao anterior.
6	0,951	Menor demanda que no caso anterior.
7	0,980	O gerador tem uma demanda mais leve que na condição nominal
8	1,029	Ainda menor solicitação que o anterior.

$$\frac{V}{f}$$

Em resumo: a) Quanto maior a relação $\frac{V}{f}$ mais críticos serão a saturação, o fluxo disperso dos pólos e a temperatura das bobinas de campo; e b) quando menor seja a tensão, a demanda no enrolamento do estator se torna maior.

3.6. Como um nível coerente de saturação pode ser benéfico para mitigar forças parasitas

O fator de saturação – FS – em um gerador pode ser definido como a relação entre o valor não saturado e o saturado da reatância de eixo direto como em (18)

$$FS = \frac{x_d}{x_{ds}} = x_d \cdot RCC \quad (18)$$

O nosso universo de observação revelou que o fator de saturação, conforme definido em (18), se encontra entre 1,075 e 1,150, demonstrando um nível saudável de saturação, significando que esses valores são benéficos para mitigar as forças parasitas conhecidos com *unbalanced magnetic pull*. Para entender esta sentença refira-se à Figura 9.

As pétalas no diagrama polar representam a força de atração magnética exercida por cada pólo. A assimetria de forças sobre o eixo horizontal se deve à presença de uma excentricidade estática.

As pétalas em vermelho formam o locus de força quando não há saturação, ao passo que as pétalas em azul escuro representam a distribuição de forças modificadas pela saturação.

Observa-se que a saturação tenta devolver a simetria das pétalas sobre o eixo horizontal, mostrando a necessidade de um nível coerente de saturação.

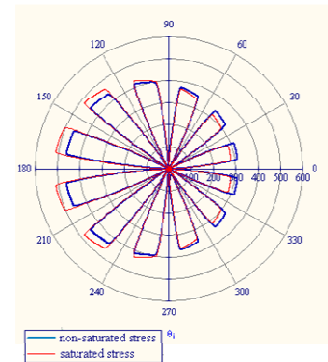


FIGURA 9 – Forças parasitas mitigadas por saturação

4.0 - RESTRIÇÕES MECÂNICAS

Como o projeto mecânico do gerador segue os preceitos tradicionais aplicados a máquinas horizontais, foram escolhidos os tópicos mais transcendentais que dominaram a nossa atenção.

4.1. Limitações no momento de inércia

O momento de inércia do rotor J pode ser calculado seguido a Figura 10 pela equação (19). Onde ρ representa a densidade de massa.

$$J = \rho \cdot \frac{\pi \cdot D_t^2 \cdot l_c}{4} \cdot D_t^2 \cdot \frac{kj^2 + kj}{(1 + kj)^4} \quad \therefore \quad kj = \frac{r}{R} \quad (19)$$

Como ilustrado na Figura 10, quanto maior o número de pólos, menor será o espaço interpolar, significando que r estará mais próximo do centro de massa do rotor.

Como a rotação de disparo está tipicamente em torno de 3 vezes a nominal, significa que a estrutura é exposta a severas solicitações mecânicas, de modo que se deverá considerar também o melhor arranjo de mancais, levando em conta que o rotor do gerador deverá permanecer preferencialmente em balanço.

Vê-se, assim, a necessidade de assumir critérios sensatos para definir a

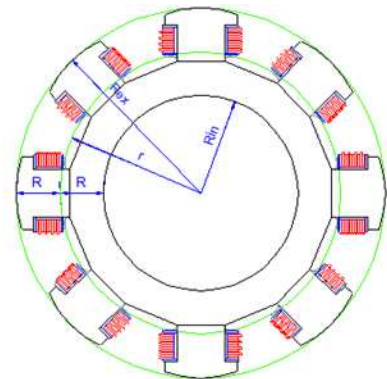


FIGURA 10 – rotor típico para definir o cálculo do momento de inércia.

rotação de disparo, evitando, sempre que possível, apelar a critérios apocalípticos que podem até inviabilizar a solução tipo bulbo.

Parece natural que unidades bulbo encontrem limitações para satisfazer requisitos “exigentes” de momento de

inércia. Fazendo referência à constante de inércia $H = \frac{1}{2} \cdot \frac{J}{S_r} \cdot \left(2 \cdot \pi \cdot \frac{rpm}{60}\right)^2$ [s] que relaciona J com S_r e a rotação nominal, se estará tratando como a energia cinética armazenada no rotor, portanto, H é o melhor parâmetro para comparar inércias.

Analisando o nosso banco de dados, se verifica que pode ser definido um comportamento médio da constante de inércia correlacionada por $H(Ig) = 0.241 \cdot Ig^{0.255}$ [s] $\therefore Ig = \frac{kVA}{rpm}$ Nesse universo de unidades bulbo será comum encontrar valores de momento de inércia entre 1.0 e 1.3 [s].

4.2. Arranjo de mancais

Como mostrado na Figura 11, a solução mais comum para a dinâmica do rotor envolve duas massas em balanço, associadas a dois mancais de guia. Em geral, o mancal de escora é posicionado o mais próximo possível do rotor do gerador.

O mancal da turbina que responde às necessidades estáticas e dinâmicas do rotor, é suportado por uma plataforma que permite a pista do mancal acompanhar a flexão do eixo.

O mancal de guia do gerador, posicionado o mais próximo possível do centro de gravidade do rotor do gerador, tem de suportar todo o peso do rotor e a força de origem parasita UMP quando a máquina estiver em operação.

Como é típico em turbinas Kaplan, há um empuxo recíproco de origem hidráulico, o que justifica a necessidade de se utilizar um mancal de escora de duplo efeito, projetado para descarregar os empuxos axiais para segmentos individuais suportados por uma estrutura elástica.

Esse mancal de escora axial é dimensionado para atender, tanto às solicitações de regime permanente como para enfrentar comportamentos dinâmicos transitórios de origem hidráulica.

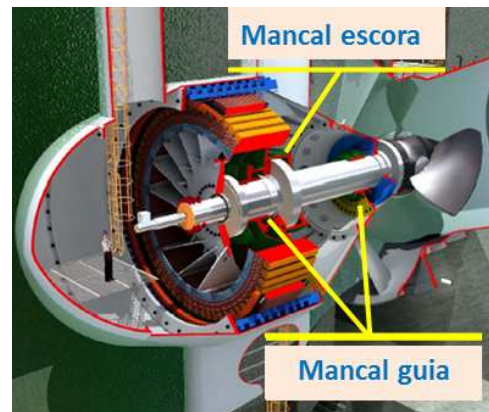


FIGURA 11 – Linha de eixo e arranjo de mancais

5.0 - SISTEMA DE RESFRIAMENTO EM GERADORES ENCAPSULADOS

Embora o comprimento do estator tenha uma papel importante na distribuição axial de calor, como estabelecido na (13.a), a elevação de temperatura depende predominantemente do diâmetro interno do estator e, conforme (13.b) é diretamente proporcional à capa de corrente \mathcal{K}_s . Como o sistema de resfriamento envolve um conjunto de moto-ventiladores independentes, a constante de proporcionalidade representará também a capacidade de resfriamento desse sistema.

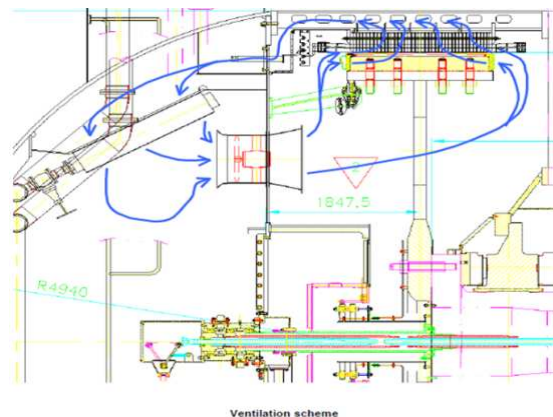
Assim, a elevação de temperatura $\Delta T = \alpha_{cs} \cdot \mathcal{K}_s$ envolve, além da capa de corrente, α_{cs} um coeficiente global de transferência de calor.

Normalmente o projeto do gerador não toma como base a elevação de temperatura porque, comumente, é definido pelas solicitações de elevados rendimentos.

Assim, apoiados no universo do nosso banco de dados, foi possível constatar que a capa de corrente pode ser encontrada entre 200 e 330 [A/mm²] e α_{cs} poderá estar entre 0,30 e 0,22.

Como uma regra expedita, tentamos a seguinte aproximação $\alpha_{cs} = 28.456 \cdot \mathcal{K}_s^{-0.058}$ com bons resultados. Com isso, a elevação de temperatura do enrolamento do estator pode ser estimada por $\Delta T = 28.456 \cdot \mathcal{K}_s^{0.142}$

Como esboçado na Figura 12, o sistema de resfriamento do gerador é definido por um circuito fechado de ventilação. Devido à baixa rotação do rotor, há necessidade de introduzir um conjunto de moto-ventiladores independentes



para impulsionar o ar através dos pólos e dutos de ventilação do estator, de modo que o ar quente seja forçado a passar por um conjunto de trocadores de calor ar-água posicionado na periferia interna do nariz do bulbo. A solução desse circuito de resfriamento é calculada por um programa dedicado que resolve malhas de ventilação em 2D.

FIGURA 12 – Sistema de resfriamento

6.0 - CONCLUSÕES

Apoiado sobre rudimentos de conservação de energia foi apresentada a identidade construtiva fundamental das máquinas elétricas rotativas de corrente alternada. Isso permitiu ilustrar como a densidade volumétrica de energia define as principais dimensões do gerador.

Também foi explicado como a elevação de temperatura do enrolamento do estator depende principalmente do seu diâmetro interno.

Após uma breve introdução ao projeto estrutural do bulbo-gerador, foram levantadas algumas preocupações de índole eletromagnética, tais como:

- Se recomendou um domínio para a RCC tal que $0,75 < RCC < 1,05$;
- A $\frac{X'_{d'}}{X_d}$ apresentada como a soma das reatâncias de dispersão dos enrolamentos da armadura e do campo, com uma forte dependência do diâmetro interno do estator;
- O fator de potência como elemento que caracteriza a vocação do gerador bulbo para suprir de potência ativa ao sistema e a sua incapacidade de prover potência reativa;
- O efeito da variação da relação $\frac{V}{f}$ durante a operação para explicar o quão sensível pode ser operar sobre o perímetro da zona A de operação definida na IEC 60034-1-2010;
- Como um nível coerente de saturação pode ser benéfico para mitigar forças parasitas UMP;
- A limitação natural das unidades bulbo de contribuir com elevados valores de constante de inércia ao sistema.

A motivação, por trás deste informe técnico sobre projeto de geradores síncronos dedicados a unidades bulbo, é compartilhar com a comunidade de projetista de turbinas as dificuldades e desafios enfrentados e que precisam ser superados a cada novo projeto de um gerador bulbo, ocasião em que a bondade da turbina tem papel muito importante.

7.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] J. Johnny Rocha E. - Some Points upon Utilization Factor and its application to AC Machines design. Alstom Renewable Power - Global Technology Centre LAM - Internal Report. 2012
- [2] Carl J. Fechheimer – The relative proportions of copper and iron in alternators. AIEE June – July 1908.
- [3] Boldea, Ion – SYNCHRONOUS GENERATORS. CRC – Taylor & Francis, Boca Raton, 2006.
- [4] Nair, R. – Hydro-turbine and generator design relationships Part II – Bulb and rim units. IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol. EC-1, No. 2, June 1986, pgs 164-171.
- [5] Ferguson, J.H. – Bulb-type generators for St. Mary's river redevelopment project. Canadian Water Resources Journal. 6:3, 243-259.
- [6] IEC 60034-1-2010 Rotating electrical machines – Par 1: Rating and performance