

Parameters Evaluation of a Permanent Magnet Synchronous Generator with Modular Stator

J. Oliveira, and A. Flores

Abstract—This paper presents the evaluation of the parameters of a surface-mounted permanent magnet synchronous generator designed for wind generation in urban areas, and manufactured in a ring shaped around the turbine with modular stator. In the project, the analytical subdomain method and finite element analysis provides the inductances, both in two dimensions, and compared with experimental results in order to quantify the end winding leakage inductance. The analytic and numeric results indicate a reduction of inductances with increases of slots per winding phase. The experimental measurement allows identify the end winding leakage inductance that, due to the unconventional dimension proportions, is approximately 30% of total.

Index Terms—Wind generation, Permanent magnets, Modular stator, Inductances.

I. INTRODUÇÃO

A ENERGIA eólica é uma das principais fontes de recursos naturais renovável que tem sido pesquisada com intuito de reduzir os impactos ambientais causados pelo consumo de combustíveis fósseis. Devido à característica inconstante dos ventos, os sistemas de conversão de energia para a fonte eólica utilizam diferentes métodos de controle, sejam mecânicos ou eletrônicos, para manter os parâmetros necessários de qualidade de energia. Para cada um desses métodos são utilizadas diferentes topologias de máquinas elétricas descritas por [1]. Apesar das inúmeras vantagens da energia eólica, ainda existem muitos desafios para uma maior expansão na matriz energética [2], entre os quais se destaca a inovação tecnológica de geradores mais eficientes.

Com o objetivo de aumentar a potência eólica das turbinas, a utilização de um concentrador eólico que envolve a turbina e aumenta a velocidade do vento é proposto [3]. A aplicação desse conceito permite aumentar em até 5 vezes a potência de saída de uma turbina convencional, dependendo da relação entre as dimensões do concentrador eólico [4]. Tendo como referência o aumento da potência de saída proporcionado pelo concentrador eólico, é proposta uma nova topologia de gerador síncrono, que prevê a instalação do rotor do gerador síncrono na ponta das pás [5].

Essa proposta aumenta a área de cobertura das pás da turbina, uma vez que o gerador deixa de ser instalado no eixo, contudo, o gerador síncrono passa a ter o mesmo diâmetro da turbina aumentando a complexidade da construção.

O gerador síncrono de ímãs permanentes estudado nesse trabalho, foi projetado para instalação em uma turbina com concentrador eólico, conectado à rede por meio de um conversor eletrônico CA/CA, destinado à microgeração urbana com uma potência nominal de 1 kW. A estrutura do conjunto turbina, concentrador eólico e gerador síncrono, é apresentada na Fig. 1 [6].

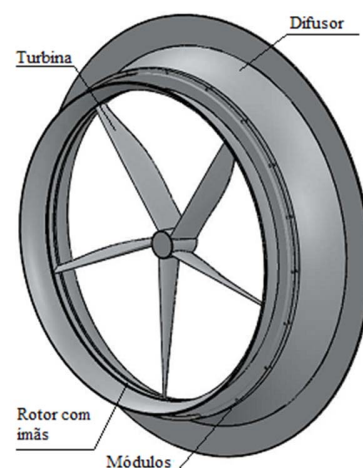


Fig. 1. Gerador síncrono com turbina eólica e difusor, traduzido de [6].

Para reduzir a complexidade de construção da máquina, é adotado o conceito de modularização do estator [6]. Nesse conceito existe a necessidade de que as bobinas de uma mesma fase iniciem e terminem no mesmo módulo, deste modo o tipo de enrolamento escolhido é o de camada única. Dentro dessa possibilidade, esse trabalho avalia os valores das indutâncias próprias e mútuas com relação ao número de ranhuras/polo ($N_s/2p$), variando entre os valores três, dois e um. Levando em conta o mesmo volume de cobre e ímãs, porém com diferentes quantidades de espiras por ranhura, alterando o circuito magnético e, conseqüentemente, as indutâncias. A avaliação e determinação das indutâncias da máquina síncrona de ímãs permanentes foi desenvolvida analiticamente em outros trabalhos pelo método do circuito equivalente [7] e pelo método do subdomínios sem ranhuras [8] e com ranhuras [9], onde são apresentadas as modelagens analíticas de máquinas em que a relação entre o diâmetro do rotor e o comprimento axial não é maior que a unidade. Devido as características construtivas da máquina avaliada neste trabalho, essa relação é muito maior do

J. A. Oliveira, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Rio Grande do Sul, Brasil, jefferson.oliveira@ufrgs.br. Universidade Federal de Mato Grosso, Rondonópolis, Mato Grosso, Brasil.

A. F. Flores Filho, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Rio Grande do Sul, Brasil, aly.flores@ufrgs.br.

que qualquer outra máquina convencional, acionada pelo eixo, de mesma potência. Assim sendo, o projeto da máquina deste trabalho conduz para um elevado número de polos, 40 ao todo, que, na velocidade de partida e nominal, produz frequências de 45 Hz e 148,3 Hz, respectivamente. Além disso, devido o diâmetro da circunferência torna o comprimento das cabeças das bobinas maior do que o encontrado nas máquinas elétricas convencionais, o que aumenta a parcela da indutância referente ao fluxo de dispersão. Deste modo, o valor das indutâncias da máquina se torna mais relevante, uma vez que a reatância indutiva é proporcional à frequência, influenciando diretamente na tensão terminal da máquina à plena carga. Portanto, o objetivo deste trabalho é quantificar as indutâncias de diferentes possibilidades de ranhura/polo, de um microgerador síncrono com elevado diâmetro, por meio dos métodos analítico de subdomínios e numérico de elementos finitos, comparando com um protótipo construído e quantificando a influência da dispersão produzida pelas cabeças das bobinas.

II. MATERIAIS E MÉTODOS

Para este estudo de indutâncias, são desenvolvidas simulações de elementos finitos em duas dimensões e modelagens analíticas de campo com base no desenho da Fig. 2.

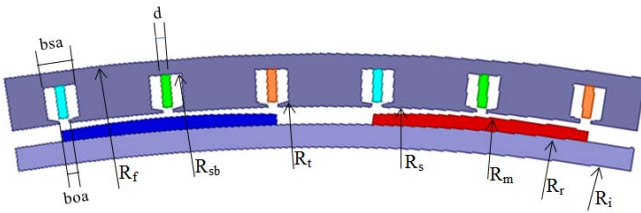


Fig. 2. Fração de 1/20 do gerador síncrono de ímãs permanentes.

A Fig. 2 representa um módulo da máquina com três ranhuras/polo, e as variáveis das respectivas dimensões utilizadas no modelo analítico implementado, que utiliza o método de subdomínios.

A. Modelagem do Campo

A modelagem analítica de campos magnéticos pode ser realizada por diferentes métodos, contudo os mais comumente utilizados na literatura são o mapeamento conforme e o método de subdomínios [10]. Trabalhos desenvolvidos sobre modelagem analítica de campo mostram que o método de subdomínios apresenta maior exatidão, considerando o efeito das ranhuras e o tipo de dente [10]–[12]. O método de subdomínios divide a máquina em regiões magneticamente homogêneas, onde são aplicadas as equações de Poisson e Laplace, apresentadas em coordenadas cilíndricas de acordo com (1) e (2), respectivamente.

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial A_z}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 A_z}{\partial \theta^2} = -\mu_0 (\vec{J} + \nabla \times \vec{M}) \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial A_z}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 A_z}{\partial \theta^2} = 0 \quad (2)$$

A equação de Poisson é aplicada nas regiões onde estão os ímãs permanentes e as bobinas da máquina, e a equação de Laplace é aplicada nas demais regiões.

A aplicação desse método em duas dimensões leva em conta as seguintes condições:

- O vetor potencial magnético (A) e a densidade de corrente (J) têm apenas a componente da direção axial
- Os vetores de densidade de fluxo magnético (B) e potencial magnético não variam em relação à componente axial.
- O aço do estator e do rotor é considerado de permeabilidade magnética infinita.
- As ranhuras dos módulos do estator têm lados radiais.

A modelagem analítica para determinar as indutâncias é desenvolvida apenas com o campo magnético gerado pelas bobinas do estator, ou seja, a parcela da equação de Poisson referente à magnetização dos ímãs é nula. Deste modo as regiões do modelo da máquina se dividem da seguinte forma:

- Ímãs desmagnetizados e entreferro $R_r \leq r \leq R_s$
- Abertura das ranhuras $\begin{cases} R_s \leq r \leq R_t \\ \theta_i - b_{oa}/2 \leq \theta \leq \theta_i + b_{oa}/2 \end{cases}$
- Ranhuras $\begin{cases} R_t \leq r \leq R_{sb} \\ \theta_i - b_{sa}/2 \leq \theta \leq \theta_i + b_{sa}/2 \end{cases}$

θ_i indica o ângulo do centro da ranhura, e subscripto i representa o número da ranhura.

As equações gerais de cada um dos subdomínios são resolvidas pelo método de separação de variáveis. O desenvolvimento da aplicação das condições de fronteira e contorno é apresentado em [9]. Considerando a existência de densidade de corrente e também de magnetização nos ímãs. Tendo em vista que o modelo analítico para cálculo de indutâncias nesse trabalho leva em conta apenas o campo produzido pelas bobinas dos módulos do estator, a parcela referente à magnetização dos ímãs é igualada a zero. Deste modo, (3), (4) e (5) apresentam as soluções das equações gerais do subdomínio dos ímãs e entreferro, do subdomínio da abertura das ranhuras e do subdomínio das ranhuras, respectivamente,

$$A_{z1}(r, \theta) = A_1 \left(r^m + \frac{R_r^{2m}}{r^m} \right) \cos(m\theta) + C_1 \left(r^m + \frac{R_r^{2m}}{r^m} \right) \sin(m\theta) \quad (3)$$

$$A_{z2i}(r, \theta) = A_{20} + D \ln r + \left(A_{2i} r^{E_n} + \frac{B_{2i}}{r^{E_n}} \right) \cos \left[E_n \left(\theta + \frac{b_{oa}}{2} - \theta_i \right) \right] \quad (4)$$

$$A_{z3i}(r, \theta) = A_{30} + \mu_0 J_0 / 4 (2R_{sb}^2 \ln r - r^2) + [A_{3i} (r^{E_k} + R_{sb}^{2E_k} / r^{E_k}) + \mu_0 J_k / E_k^2 - 4 (r^2 + 2R_{sb}^{2+E_k} / E_k r^{E_k})] \cos [E_k (\theta + b_{sa} / 2 - \theta_i)] \quad (5)$$

onde os índices m , n e k representam as ordens das harmônicas dos seus respectivos subdomínios, A_{z1} , A_{z2i} e A_{z3i} , são as componentes axiais do vetor potencial magnético, A_{20} , A_{30} e D são constantes, A_1 , C_1 , A_{2i} , B_{2i} e A_{3i} são coeficientes, e, por fim,

$$E_n = \frac{n\pi}{b_{oa}} \quad (6)$$

$$E_k = \frac{k\pi}{b_{sa}} \quad (7)$$

A densidade de corrente das bobinas dos módulos do estator é expressa na forma da série de Fourier de acordo com (8).

$$J = J_0 + \sum_k J_k = \frac{Jd}{b_{sa}} + \sum_k \frac{2J}{k\pi} \sin(E_k d) \quad (8)$$

O desenvolvimento da aplicação das condições de fronteira entre os subdomínios é apresentado em [9]. A resolução do sistema de equações encontrado é desenvolvida a partir do procedimento descrito em [9], [13], que organiza as equações em forma de matrizes e permite a resolução completa do sistema aplicando quantidades independentes de ordens harmônicas para cada subdomínio.

B. Indutâncias Próprias e Mútuas

As indutâncias são calculadas de acordo com a sua definição apresentada em [8] por meio de (9).

$$L_{p[q],p'[q']} = \frac{\Phi_{p[q],p'[q']}}{I_{p'[q']}} \quad (9)$$

O subíndice p identifica a bobina da fase q , a qual está concatenando o fluxo magnético produzido pela corrente que circula na bobina p' da fase q' . Deste modo, a indutância será própria quando a bobina $p[q]$ for igual a $p'[q']$, e mútua quando a bobina $p[q]$ for diferente de $p'[q']$. O fluxo concatenado é calculado de acordo com (10)

$$\Phi_{p[q],p'[q']} = N_e l R_s \int_{\theta_{i,p[q]-}}^{\theta_{i,p[q]+}} B_{r,p'[q']}(R_s, \theta) d\theta \quad (10)$$

onde N_e é o número de espiras, l é o comprimento axial do módulo do estator, $\theta_{i,p[q]}$ delimita os pontos centrais das ranhuras de início e fim das bobinas e $B_{r,p'[q']}$ é a componente radial da densidade de fluxo magnético gerado pela corrente da bobina p' da fase q' .

Tendo em vista que os ímãs permanentes são colados na superfície do rotor e que não existe nenhuma saliência, as indutâncias próprias e mútuas não variam em relação à posição, ou seja, o cálculo do fluxo concatenado para uma posição é suficiente para determinar os valores das indutâncias. Para os casos com duas e três ranhuras/polo, a indutância própria de uma fase é encontrada através do somatório das indutâncias

próprias e mútuas das bobinas que compõem essa fase. Esse mesmo procedimento é aplicado para encontrar as indutâncias mútuas entre as fases.

C. Simulação pelo Método de Elementos Finitos

Todas as simulações foram desenvolvidas a partir de modelos em duas dimensões desenvolvidos no software ANSYS Eletromagnetics Suite, que cria de forma automática a malha dos modelos. As simulações foram realizadas estaticamente, ou seja, com o rotor parado e dividida em duas etapas.

Inicialmente foram desenvolvidas simulações com os ímãs permanentes magnetizados e com densidade de corrente nas bobinas, com o mesmo valor eficaz da corrente alternada utilizada na medição das indutâncias mútuas, que nesse caso foi de aproximadamente 1,4 A/mm². Essa simulação tem como objetivo identificar se ocorre saturação do material ferromagnético dos módulos do estator.

A segunda etapa consiste em simular os mesmos modelos com os ímãs desmagnetizados e com a mesma densidade de corrente da simulação anterior. Com base nessas simulações foram obtidos os valores das indutâncias próprias e mútuas, além das componentes radial e tangencial da densidade de fluxo magnético que são comparada com os resultados obtidos no modelo analítico.

D. Medições Experimentais

O protótipo experimental em tamanho real da configuração com 18/2 ranhuras/polo foi construído e montado em uma estrutura adaptada para testes em laboratório, inicialmente sem os ímãs permanentes, de acordo com a Fig. 3. A estrutura do rotor, que tem as mesmas dimensões da turbina eólica, e de sustentação do estator, com as mesmas dimensões interna do concentrador eólico, são identificadas na Fig. 3a com os números 1 e 2, respectivamente. A Fig. 3c apresenta os detalhes das peças de fixação, nas estruturas do rotor e do estator, e a conexão dos módulos do estator, identificados pelos números 3 e 4, respectivamente.

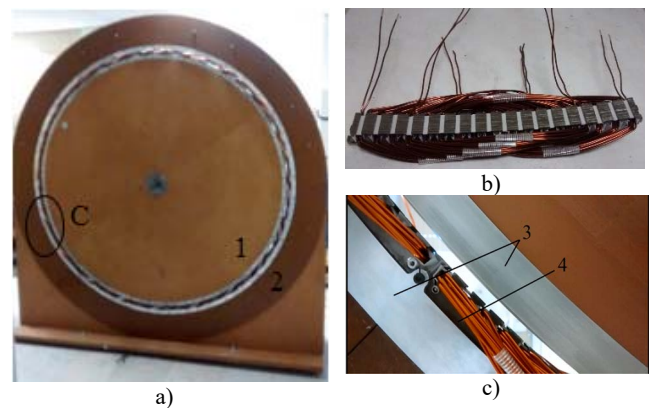


Fig. 3. a) Protótipo montado na estrutura de sustentação; b) Módulo bobinado; e c) Detalhe do protótipo montado sem os ímãs.

As medições das indutâncias próprias foram realizadas utilizando um medidor RLC. As indutâncias mútuas foram obtidas injetando em uma fase corrente alternada, de valor eficaz e frequência igual a valor nominal estimado em projeto, que nesse caso são aproximadamente 5,4 A e 148 Hz. Por meio

do valor eficaz da tensão induzida nas outras duas fases, da frequência da corrente e do número de espiras, é possível calcular o fluxo concatenado e, conseqüentemente, a indutância mútua entre as fases. As resistências das fases foram medidas com um medidor de resistência digital.

Além das indutâncias e resistências, também foi medida a componente radial da densidade de fluxo magnético gerada pelas bobinas do módulo. Para tanto, cada fase foi alimentada individualmente com corrente contínua com a mesma magnitude do valor eficaz da corrente alternada aplicada no ensaio das indutâncias mútuas.

Nesse caso a corrente contínua é necessária para gerar um campo magnético contínuo, em que seja possível identificar não apenas a magnitude, mas também o seu sentido. Essa componente de campo foi medida com um gaussímetro e uma ponteira de fluxo transversal, colocada pontos predeterminados na superfície do módulo do estator.

As medições foram realizadas com duas repetições, para cada fase, e as incertezas dos resultados obtidos foram determinadas por meio do método clássico de análise de incerteza [14].

III. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A primeira avaliação desenvolvida é dos resultados das simulações por elementos finitos que apresentam a densidade de fluxo magnético no material ferromagnético do rotor e do estator, de acordo com a Fig. 4.

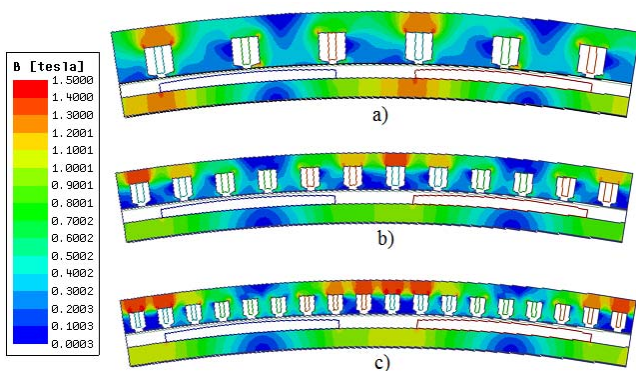


Fig. 4. Densidade de fluxo magnético para os módulos com ranhuras/polo igual: a) 6/2; b) 12/2; e c) 18/2.

A Tabela I apresenta o número de elementos das malhas de cada uma das possibilidades.

TABELA I
NÚMERO DE ELEMENTOS

Ns/2p	6/2	12/2	18/2
Elementos	25522	22873	22543

O ponto de saturação do material ferromagnético utilizado é próximo a 1,7 T e de acordo com o que a Fig. 4 ilustra, em nenhuma configuração esse valor é atingido. Porém, é importante ressaltar as diferenças nas dimensões da coroa dos módulos do estator de cada configuração, conforme apresentado na Tabela II.

As três possibilidades avaliadas levam em consideração o mesmo volume de ímãs e, conseqüentemente, o volume de ferro

do rotor também é o mesmo. As diferenças nos tamanhos das coroas dos módulos ocorrem para evitar a saturação magnética uma vez que a densidade de fluxo magnético cresce quanto maior o número de espiras por ranhura. Além disso, devido ao elevado diâmetro da máquina, o acréscimo de alguns milímetros no raio externo do estator provoca diferenças significativas na massa total de ferro dos módulos do estator, de acordo com a estimativa da Tabela III.

TABELA II
PARÂMETROS DOS MODELOS

Parâmetros	6 Ns/2p	12 Ns/2p	18 Ns/2p
Raio do fundo da ranhura, R_{sb}	795,8 mm	792,1 mm	790,3 mm
Raio externo do módulo, R_e	805,6 mm	801,0 mm	797,0 mm
Largura da ranhura, b_{sa}	12,8 mm	9,0 mm	7,3 mm
Abertura da ranhura, b_{oa}	4 mm	4 mm	4 mm
Largura dos condutores, d	3,55 mm	3,20 mm	2,00 mm
Número de espiras, N_e	12	6	4
Raio interno do rotor, R_i		765 mm	
Raio externo do rotor, R_r		774 mm	
Raio externo dos ímãs, R_m		779 mm	
Raio interno do módulo, R_s		781 mm	
Raio interno da ranhura, R_t		782 mm	
Comprimento axial, l		20 mm	

TABELA III
MASSA DOS MATERIAIS [KG]

Ns/2p	6/2	12/2	18/2
Módulos	8,80	12,00	15,65

Tendo em vista que as dimensões do rotor e dos ímãs são as mesmas para todos os casos, a massa do rotor e dos ímãs permanece constante e igual a 6,74 kg e 1,45 kg, respectivamente. Apesar dos diferentes valores de ranhuras/polo, o volume de cobre permanece aproximadamente o mesmo, pois o número total de espiras por fase é mesmo em todos os casos.

A. Indutâncias Próprias

De modo geral, os modelos analíticos disponíveis na literatura são aplicados em máquinas com dimensões convencionais, de tal forma que a sua convergência ocorre com um número de harmônicas próximo a 100, de acordo com os modelos desenvolvidos em [10], [8] e [15]. No caso das condições avaliadas nesse trabalho, o número de harmônicas necessárias para que o valor eficaz das componentes de campo magnético tenham um erro menor que 5% comparado ao método de elementos finitos é de no mínimo 550, no subdomínio do entreferro. O subdomínio da ranhura e o subdomínio da abertura de ranhura têm o número de harmônicas limitados a 2 e 4, respectivamente, pois a partir desses valores os resultados do modelo não convergem.

Para o caso em que o número de ranhuras/polo é 6/2, a indutância própria é obtida de forma direta, tanto pelo método

do fluxo concatenado quanto pela energia armazenada. Porém, nos outros dois casos a indutância própria é obtida através do somatório dos elementos de uma matriz quadrada na qual a diagonal é composta pelas indutâncias próprias de cada uma das bobinas, da mesma fase, e os demais elementos são as indutâncias mútuas entre as bobinas da mesma fase. Considerando que todas as bobinas são iguais, as indutâncias próprias serão as mesmas. Assim sendo, a Tabela IV apresenta os resultados de indutâncias próprias e mútuas entre as bobinas da mesma fase, por módulo, obtidas pelo método analítico. Os resultados da Tabela V foram obtidos pelo método de elementos finitos, ambas para o caso em que o número de ranhuras/polo é igual a 18/2.

TABELA IV

MATRIZ DE INDUTÂNCIAS, MÉTODO ANALÍTICO, RANHURAS/POLO 18/2

	1[A]	2[A]	3[A]
1'[A]	72,2 uH	53,7 uH	38,1 uH
2'[A]	53,5 uH	72,0 uH	53,3 uH
3'[A]	37,6 uH	53,0 uH	72,0 uH

TABELA V

MATRIZ DE INDUTÂNCIAS, MÉTODO ELEMENTOS FINITOS, RANHURAS/POLO 18/2

	1[A]	2[A]	3[A]
1'[A]	87,0 uH	50,3 uH	35,8 uH
2'[A]	50,3 uH	87,0 uH	50,3 uH
3'[A]	35,8 uH	50,3 uH	87,0 uH

As indutâncias mútuas das bobinas da mesma fase por módulo, obtidas pelos métodos analíticos e de elementos finitos, mostram uma diferença máxima de aproximadamente 5,0%, tendo o método de elementos finitos como referência. Contudo, essa diferença aumenta para quase 20% no caso das indutâncias próprias das bobinas de mesma fase. Essa diferença mais acentuada das indutâncias próprias é devida principalmente ao fluxo disperso na ranhura que não se estabelece pelo entreferro. A tentativa de integrar o campo nas partes internas da ranhura para quantificar essa parcela de dispersão não foi bem sucedida, não só pelas dimensões muito pequenas das ranhuras, mas também pelo número limitado de harmônicas nessa região que reduz a qualidade dos resultados na mesma.

TABELA VI

MATRIZ DE INDUTÂNCIAS, MÉTODO ANALÍTICO, RANHURAS/POLO 12/2

	1[A]	2[A]
1'[A]	157,8 uH	101,5 uH
2'[A]	101,9 uH	158,6 uH

TABELA VII

MATRIZ DE INDUTÂNCIAS, MÉTODO ELEMENTOS FINITOS, RANHURAS/POLO 12/2

	1[A]	2[A]
1'[A]	185,4 uH	96,5 uH
2'[A]	95,5 uH	186,1 uH

A comparação dos resultados dos métodos analíticos e de elementos finitos para a configuração com ranhuras/polo igual

a 12/2 indica o mesmo comportamento encontrado na configuração 18/2. Contudo, os valores absolutos são maiores, devido ao maior número de espiras por ranhura. Tendo em vista que a configuração 6/2 possui apenas uma bobina por fase por módulo, a mesma não possui indutância mútua na mesma fase. A Tabela VIII apresenta os valores totais das indutâncias próprias obtidas pelos métodos analítico e de elementos finitos para as três configurações.

TABELA VIII

INDUTÂNCIAS PRÓPRIAS TOTAIS

Ns/2p	6/2	12/2	18/2
Analítico	528,4 uH	519,8 uH	505,2 uH
MEF	642,7 uH	563,5 uH	571,0 uH

As diferenças entre os modelos analítico e de elementos finitos, para as configurações de 12/2 e 18/2, são aproximadamente as mesmas e, conforme discutido anteriormente, ocorrem devido ao fluxo de dispersão das ranhuras. Para a configuração 6/2 essa diferença é maior, pois o maior número de espiras por ranhuras aumenta as dimensões da mesma e, conseqüentemente, o fluxo disperso no seu interior. A Tabela IX apresenta os resultados das medições de indutância própria para o protótipo construído da configuração 18/2.

TABELA IX

INDUTÂNCIAS PRÓPRIAS E INCERTEZAS DO PROTÓTIPO DA CONFIGURAÇÃO 18/2

	Indutâncias	Incertezas	
Fase A	780,6 uH	± 15,6 uH	± 2,0%
Fase B	737,1 uH	± 14,8 uH	± 2,0%
Fase C	758,7 uH	± 15,2 uH	± 2,0%

Os resultados medidos mostram que o fluxo disperso produzido pelas cabeças das bobinas aumenta consideravelmente a indutância, quando comparado com os resultados obtidos em duas dimensões pelos métodos analíticos e de elementos finitos. Esses resultados mostram que a contribuição do fluxo disperso das cabeças das bobinas nessa máquina é muito maior do que os resultados apresentados por máquinas convencionalmente acionadas pelo eixo. Isso ocorre devido a instalação da máquina elétrica nas pontas da turbina, o que torna o diâmetro do rotor muito maior que o comprimento axial da máquina, produzindo uma relação entre as duas dimensões muito maior do que a encontrada em máquinas convencionais de mesma potência. Nesse ponto é importante ressaltar que a redução no passo polar das bobinas aumenta o número de polos e, conseqüentemente, as perdas no núcleo ferromagnético do estator [6]. Além disso, o método analítico não foi capaz de fornecer resultados precisos em relação da parcela de fluxo magnético disperso na ranhura, o que contribui para a aumentar a diferença em relação aos resultados experimentais.

As diferenças de indutâncias próprias entre as fases podem ser atribuídas ao enrolamento de camada única modular, que produz diferenças no formato das cabeceiras das bobinas, alterando a relutância para o fluxo disperso produzido pelas cabeças.

B. Indutâncias Mútuas

Os cálculos analíticos das indutâncias mútuas seguiram os mesmos procedimentos adotados para a determinação das indutâncias próprias. Deste modo, a Tabela X apresenta os das indutâncias mútuas obtidas pelos métodos analíticos e elementos finitos.

Ns/2p	6/2	12/2	18/2
Analítico	-164,1 uH	-202,4 uH	-203,2 uH
MEF	-168,0 uH	-191,9 uH	-191,9 uH

Tendo em vista que ambos os modelos são em duas dimensões e as cabeceiras não são consideradas, os valores das indutâncias mútuas entre as fases é o mesmo. Nesse caso a diferença entre os resultados obtidos pelo modelo analítico e de elementos finitos são menores, quando comparados aos da indutância própria, pois nesse caso a parcela referente a dispersão do fluxo na ranhura não influencia o modelo analítico. Os resultados das medições de indutância mútua realizadas no protótipo são apresentados na Tabela XI.

TABELA XI
INDUTÂNCIAS MÚTUAS E INCERTEZAS DO PROTÓTIPO DA CONFIGURAÇÃO 18/2

	Indutâncias	Incertezas	
AB	393,8 uH	$\pm 1,0$ uH	$\pm 0,25\%$
BC	404,1 uH	$\pm 0,6$ uH	$\pm 0,15\%$
CA	137,8 uH	$\pm 0,5$ uH	$\pm 0,36\%$

Assim como observado no caso das indutâncias próprias, o fluxo disperso produzido pelas cabeceiras das bobinas produziu indutâncias mútuas maiores do que as que foram encontradas nos modelos em duas dimensões. A exceção foi a indutância mútua entre as fases A e C, cujos valores ficaram menores, o que é atribuído a fato de que ambas as fase se encontram nas extremidades dos módulos, ou seja, a parcela de fluxo magnético concatenado com as fases dos outros módulos é menor.

C. Resistências

O cálculo analítico das resistências de cada configuração é realizado com base na estimativa do volume de cobre a ser utilizada. Conforme mencionado anteriormente, o volume de cobre das três configurações avaliadas é aproximadamente o mesmo, sendo usado em todos os casos a mesma seção reta de condutor. Deste modo, será realizada apenas a comparação da configuração construída do protótipo, de acordo com a Tabela XII.

Fases	Calculado	Medido	Incertezas	
A		0,415 Ω	$\pm 0,006$ Ω	$\pm 1,45\%$
B	0,392 Ω	0,436 Ω	$\pm 0,002$ Ω	$\pm 0,46\%$
C		0,412 Ω	$\pm 0,003$ Ω	$\pm 0,73\%$

A maior diferença encontrada entre os valores de resistência medidos e calculados é de aproximadamente 10%, que nesse caso é aproximadamente 42 m Ω .

D. Componentes da Densidade de Campo

Os resultados experimentais das indutâncias mostram diferenças maiores que as encontradas entre os modelos de projeto. Com o objetivo de avaliar a precisão dos modelos, analítico e de elementos finitos, as componentes radiais e tangenciais da densidade de fluxo magnético são comparadas. As Fig. 5 e 6 mostram para a configuração 6/2 as componentes, radial e tangencial, da densidade de fluxo magnético, respectivamente.

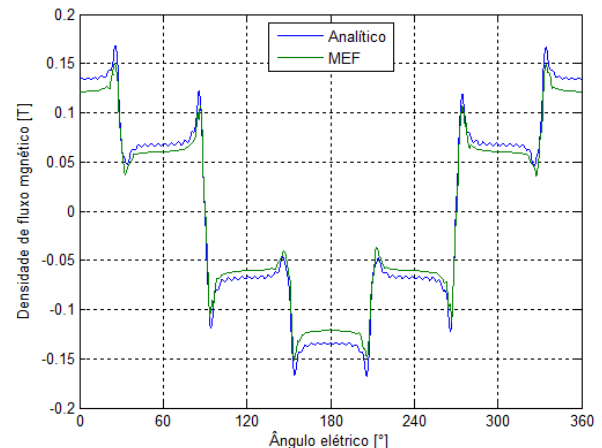


Fig. 5. Componente radial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 6/2.

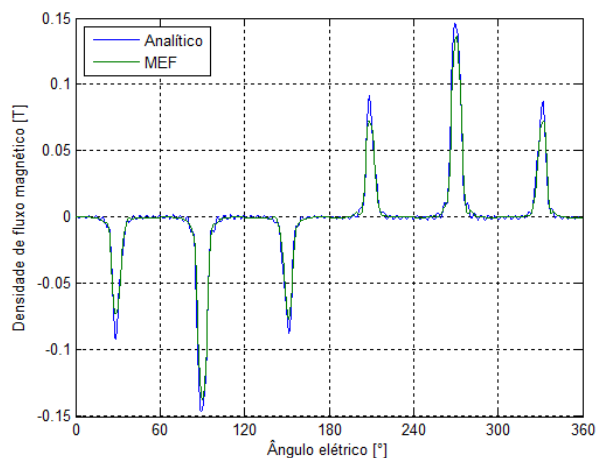


Fig. 6. Componente tangencial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 6/2.

Considerando os resultados do método de elementos finitos como referência, as diferenças entre os valores eficazes das componentes radiais e tangenciais são de aproximadamente 3,8% e 2,2%, respectivamente. As Fig. 7 e 8 apresentam os resultados para a configuração 12/2.

Os resultados das Fig. 7 e 8 apontam que para a componente radial, a diferença entre os valores eficazes é de aproximadamente 4,8%, enquanto para a componente tangencial é de aproximadamente 0,6%. Em todas as configurações as simulações foram desenvolvidas com a mesma densidade de corrente, desse modo, é possível afirmar que o campo magnético produzido pela configuração com 6/2 ranhuras/polo é mais intenso, devido ao maior número de espiras por ranhuras.

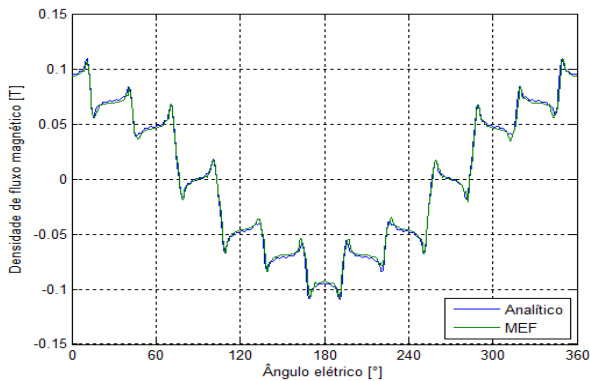


Fig. 7. Componente radial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 12/2.

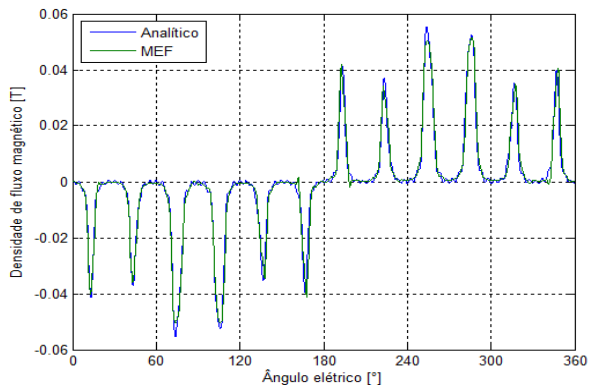


Fig. 8. Componente tangencial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 12/2.

No caso da configuração de 18/2 ranhuras/polo, é aplicada uma densidade de corrente de aproximadamente 1,4 A/mm², que corresponde à densidade de corrente nominal. Essa densidade de corrente é utilizada para comparações das componentes radiais, cujas fases são avaliadas individualmente com os valores obtidos das medidas experimentais, onde cada fase é alimentada com uma densidade de corrente contínua aproximadamente igual. Para o caso das componentes tangenciais dessa configuração, as bobinas são alimentadas simultaneamente para comparação com as demais configurações, uma vez que essa componente não foi medida experimentalmente. A Fig. 9 apresenta as componentes tangenciais para a configuração de 18/2 ranhuras/polo.

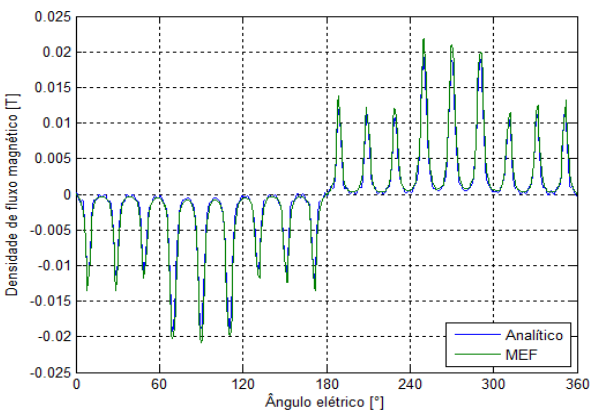


Fig. 9. Componente tangencial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 18/2.

A diferença entre os valores eficazes das componentes tangenciais é de aproximadamente 1,7%. Conforme mencionado anteriormente, a intensidade do campo magnético produzido pelas bobinas diminui conforme o número de espiras por ranhuras diminui. As Fig. 10, 11 e 12 mostram as componentes radiais de cada fase individualmente para a configuração de 18/2 ranhuras/polo.

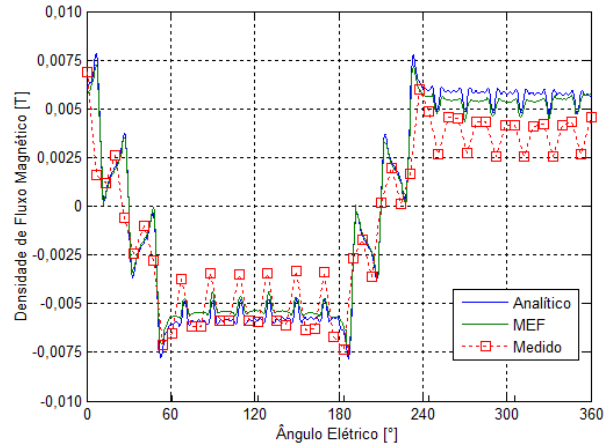


Fig. 10. Componente radial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 18/2 para a fase A.

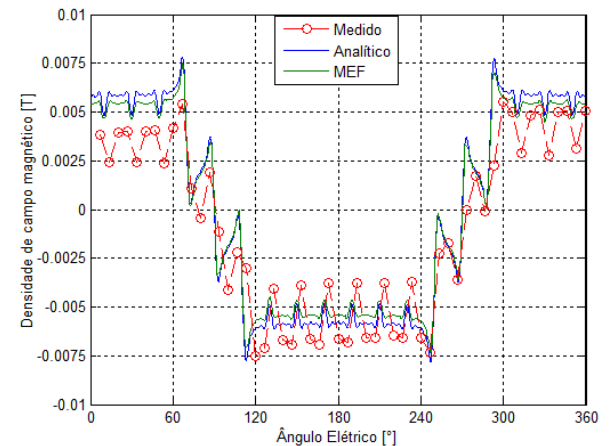


Fig. 11. Componente radial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 18/2 para a fase B.

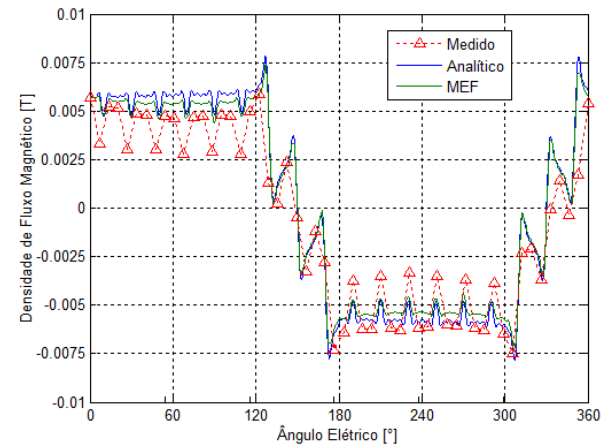


Fig. 12. Componente radial da densidade de fluxo magnético para a configuração de ranhuras/polo igual 18/2 para a fase C.

Conforme apresentado nas Fig. 10, 11 e 12, é possível observar que a componente radial mostra o mesmo comportamento que os resultados modelados em duas dimensões. As maiores diferenças entre os valores medidos e calculados ocorrem nas regiões de conexão entre os módulos, isso porque existe um entreferro mínimo que se forma nesse ponto de conexão. Além disso, existem furos para fixação das chapas que compõem os módulos e também do parafuso de fixação dos módulos com a estrutura de sustentação. Todos esses fatores aumentam a relutância entre os módulos, promovendo uma leve redução da densidade de fluxo magnético. As diferenças entre os valores eficazes dos modelos, analítico e elementos finitos, para as fases A, B e C são aproximadamente 0,7%, 1,4% e 0,7%, respectivamente.

IV. CONCLUSÃO

As avaliações conduzidas ao longo desse trabalho apontam que as configurações com 18/2 e 12/2 ranhuras/polo apresentam valores de indutâncias semelhantes, enquanto a possibilidade de 6/2 ranhuras/polo tem valores de indutâncias própria maiores. Os resultados encontrados nos valores de indutâncias mútuas entre os modelos, analítico e de elementos finitos, apresentam diferenças menores que os das indutâncias próprias, cuja parcela referente à dispersão de fluxo nas ranhuras não é contabilizada.

A comparação entre os resultados de indutâncias medidas experimentalmente e os modelos em duas dimensões deixa claro a contribuição da parcela referente ao fluxo disperso produzido pelas cabeceiras das bobinas, que devido à relação entre as dimensões de diâmetro e comprimento axial, se torna mais significativa no valor total. Por fim as medições da componente radial da densidade de fluxo magnético mostram que os resultados obtidos pelos modelos em duas dimensões estão de acordo com o protótipo construído.

REFERÊNCIAS

- [1] R. Y. Barazarte, G. Gonzalez, e E. Hall, "Comparison of electric generators used for wind generation", *IEEE Lat. Am. Trans.*, vol. 9, n° 7, p. 1040–1044, 2011.
- [2] R. P. S. Leão, F. L. M. Antunes, T. G. M. Lourenço, e K. R. De Andrade, "A comprehensive overview on wind power integration to the power grid", *IEEE Lat. Am. Trans.*, vol. 7, n° 6, p. 620–629, 2009.
- [3] K. Abe *et al.*, "Experimental and numerical investigations of flow fields behind a small wind turbine with a flanged diffuser", *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, vol. 93, n° 12, p. 951–970, 2005.
- [4] Y. Ohya e T. Karasudani, "A shrouded wind turbine generating high output power with wind-lens technology", *Energies*, vol. 3, n° 4, p. 634–649, 2010.
- [5] V. Verdum, R. P. Homrich, A. F. Flores Filho, e D. G. Dorrell, "Ironless Machine Design for Wind-Based Microgeneration", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 53, n° 11, p. 1–4, 2017.
- [6] J. A. Oliveira, A. F. Flores Filho, e D. G. Dorrell, "Ring-shaped surface-mounted permanent magnet generators with modular stator for small wind turbines", in *2018 IEEE International Magnetic Conference*, 2018, p. 1–5.
- [7] R. M. Bhashini e K. Ragavan, "Magnetic Equivalent Circuit for Surface-Mounted PM Motor", *2018 IEEE Int. Conf. Power Electron. Drives Energy Syst.*, p. 1–5, 2018.
- [8] A. Rahideh e T. Korakianitis, "Analytical magnetic field distribution of slotless brushless permanent magnet motors – Part I. Armature reaction field, inductance and rotor eddy current loss calculations", *IET Electr. Power Appl.*, vol. 6, n° 9, p. 628, 2012.
- [9] L. J. Wu, Z. Q. Zhu, D. Staton, M. Popescu, e D. Hawkins, "Analytical prediction of electromagnetic performance of surface-mounted PM machines based on subdomain model accounting for tooth-tips", *IET*

- Electr. Power Appl.*, vol. 5, n° 7, p. 597, 2011.
- [10] T. Lubin, S. Mezani, e A. Rezzoug, "2D exact analytical model for surface-mounted permanent magnet motors with semi-closed slots", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 02, n° 2, p. 1–15, 2011.
- [11] L. J. Wu, Z. Q. Zhu, D. Staton, M. Popescu, e D. Hawkins, "Subdomain model for predicting armature reaction field of surface-mounted permanent-magnet machines accounting for tooth-tips", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, n° 1, p. 107–117, 2012.
- [12] L. Wu, Z. ZHU, D. Staton, M. Popescu, e D. Hawkins, "An improved subdomain model for predicting magnetic field of surface-mounted permanent magnet machines accounting for tooth-tips", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 47, n° 9, p. 1693–1704, 2011.
- [13] Z. Q. Zhu, L. J. Wu, e Z. P. Xia, "An accurate subdomain model for magnetic field computation in slotted surface-mounted permanent-magnet machines", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 46, n° 4, p. 1100–1115, 2010.
- [14] JCGM, "Evaluation of measurement data: guide to the expression of uncertainty in measurement", *JCGM 100:2008 GUM 1995 with Minor Correct.*, vol. 50, n° September, p. 134, 2008.
- [15] T. L. Tiang, D. Ishak, C. P. Lim, e M. K. M. Jamil, "A comprehensive analytical subdomain model and its field solutions for surface-mounted permanent magnet machines", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 51, n° 4, 2015.



Jefferson Alves Oliveira Possui graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Mato Grosso, onde atualmente é Professor Adjunto no curso de Engenharia Mecânica. Obteve o grau de Doutor em Engenharia Elétrica na Universidade Federal do Rio Grande do Sul em 2019. O Professor Jefferson Oliveira tem interesse nos temas de energias renováveis, geração de energia e máquinas elétricas.



Ály Ferreira Flores Filho (M'04) Graduou-se em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil, na qual é Professor Titular. Seu grau de PhD foi obtido na Universidade do País de Gales em 1996. O Professor Flores Filho atua em pesquisas na áreas de máquinas elétricas e atuadores eletromagnéticos, geração de energia e materiais magnéticos.