

Analysis of Turn-to-Turn Transient Voltage Distribution in Electrical Machine Windings

R. S. Ferreira, *Member, IEEE*, and A. C. Ferreira, *Senior Member, IEEE*

Abstract— The interturn overvoltage during transient events in stator windings is an important feature to be considered during the machine's design. In the literature there is no consensus about which turn is subjected to the highest voltage, once there are results of simulations and measurements that found the highest values across the last turns of the first coil, although, there are other that verifies the highest overvoltages across the first turns. In this context, this paper aims at verifying the transient interturn voltage distribution (turn-to-turn and turn-to-ground) in the stator windings of a large motor, using a method in which transient magnetic fields and electric circuit elements (resistance, inductance and capacitance) are coupled. The transient simulation and the calculation of the electric circuit elements used in the model are performed by means of Finite Elements Method (FEM). The end-windings parameters are calculated based on a 3D geometry. The model used only needs of the machine's geometry, that is, the studies can be done at design phases of the machine. Moreover, the simulations consider all coils of one winding group from the 3 phases, which is different from the other simulation models found in the literature that consider only one or two coils in series of a single phase. To verify the interturn voltages, different numerical simulations are done by changing the surge rise time. According to the results, for the particular motor studied, the last turns were the ones submitted to the highest voltages.

Index Terms— Electric Machine, Transient Voltage, Electric Insulation, Finite Elements Method (FEM)

I. INTRODUÇÃO

Em condições normais de operação, isto é, com frequência e tensão nominais, as tensões entre espiras e entre bobinas de máquinas elétricas são uniformemente distribuídas, ou seja, a amplitude e a forma de onda da tensão sobre cada bobina e cada espira são similares. No entanto, se um surto de tensão atinge os terminais da máquina, a distribuição passa a ser não mais uniforme. O baixo tempo de subida do surto incidente nos terminais da máquina impõe altas sobretensões aos enrolamentos [1]-[4]. O transitório criado pelo surto incidente pode deteriorar o isolamento devido ao aumento da atividade de descargas parciais [5][6]. Mesmo em máquinas de baixa tensão as sobretensões transitórias podem levar ao surgimento de descargas parciais [7].

Com relação às tensões entre bobinas, de acordo com a literatura, é consenso que a primeira bobina é a que fica submetida aos maiores valores de sobretensão, tal como pode ser observado em [8]-[10]. No entanto, para a distribuição de tensão entre espiras não há o mesmo consenso, uma vez que existem trabalhos que apontam que a maior tensão é vista sobre a primeira espira da primeira bobina, enquanto outros mostram maiores sobretensões nas últimas espiras da primeira bobina.

Em [11] foi verificado, por simulações computacionais e medições, que a tensão entre espiras depende do tempo de subida do surto aplicado. Para tempos de subida maiores, as tensões entre espiras são iguais, enquanto que para tempos de subida menores, a distribuição de tensão não é mais uniforme e a última espira fica submetida aos maiores picos de tensão.

Além disso, em [12] foi também observado que a última espira é a que fica submetida ao maior valor de tensão. Neste trabalho específico, foram usadas duas bobinas em série, cada uma contendo 12 espiras. Os mesmos resultados são observados em [8][13].

Em [14] as tensões entre espiras foram analisadas para diferentes tempos de subida do surto aplicado e comprimentos do cabo alimentador do motor, usando a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores. Como resultado, foi verificado que para tempos de subida não tão pequenos para a máquina sob análise (na ordem de 0,1 μ s), as tensões nas espiras são constantes, sendo maiores para menores tempos de subida. Para tempos de subida menores (< 0,1 μ s), foi obtido que as últimas espiras experimentam os maiores valores de sobretensões, sendo o valor máximo observado na última espira.

No entanto, em [15] a maior sobretensão foi observada para a segunda espira da bobina analisada, enquanto a sobretensão na última espira foi a menor. Adicionalmente, em [16] para um dos modelos estudados a maior sobretensão foi encontrada na primeira bobina.

Assim, está claro que não é possível generalizar sobre qual espira é submetida às maiores sobretensões durante um evento transitório para um dado enrolamento de estator. Logo, este trabalho tem por objetivo verificar qual espira fica submetida à maior sobretensão por meio de simulações computacionais em um motor de indução de grande porte, cujo tamanho não é comum de ser encontrado na literatura. As tensões entre espiras e das espiras para terra são obtidas por meio de um modelo em que as equações de Maxwell de campo magnético transitório e elementos de circuito elétrico são acoplados [10][17]. A metodologia utiliza o Método dos Elementos Finitos (FEM) para obter os elementos de circuito e para realizar as simulações transitórias, o que permite que tais estudos sejam feitos ainda

R. S. Ferreira, Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE, Rio de Janeiro, Brasil, Centro de Tecnologia - Rua Horácio Macedo, 2030 - 101 - Cidade Universitária, Rio de Janeiro - RJ, 21941-450, rodrigo.sousa@ufjf.com.

A. C. Ferreira, Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE, Rio de Janeiro, Brasil, Centro de Tecnologia - Rua Horácio Macedo, 2030 - 101 - Cidade, Rio de Janeiro - RJ, 21941-450, ferreira@ufjf.com.

em fase de projeto da máquina. As tensões nas espiras são simuladas para diferentes tempos de subida, considerando todas as bobinas de um grupo de bobinas das três fases, o que representa uma contribuição para a literatura, visto que na maioria dos estudos comumente encontrados, é levado em conta apenas uma ou duas bobinas de uma única fase.

II. MODELAGEM

As simulações são realizadas com base na geometria de um motor de indução existente de grande porte, construído por bobinas pré-formadas, cujos parâmetros estão apresentados na TABELA I. Nesta seção o modelo transitório e como os elementos de circuito são obtidos são explicados em detalhes.

TABELA I
PRINCIPAIS PARÂMETROS DO MOTOR UTILIZADO.

Parâmetro	Valor
Tipo	Indução Trifásico
Potência [MW]	11
Tensão [kV]	13,8
Tipo de Enrolamento	Dupla Camada
Conexão	Estrela Isolada
Número de Ranhuras do Estator	84
Número de Bobinas por Fase	28
Número de Espiras por Bobina	13
Número de Grupos de Bobinas	4

A. Modelo Transitório

O modelo transitório usado neste trabalho combina equações de campo magnético transitório acopladas a elementos de circuito elétrico (R, L e C) via FEM. Para simular as tensões transitórias dentro da máquina é necessário considerar as capacitâncias dos enrolamentos. Neste modelo, as capacitâncias são calculadas por um *solver* eletrostático e incluídas no *solver* transitório magnético como elementos de circuito entre os condutores da geometria modelada. Além disso, para as simulações transitórias é usada uma geometria 2D e, assim, as cabeças de bobina também são incluídas no modelo como elementos de circuito. Os parâmetros das cabeças de bobina (R, L e C) são calculados com base em uma geometria 3D.

O modelo usado para obter as tensões transitórias pode ser melhor explicado pelo circuito equivalente apresentado na Fig. 1.

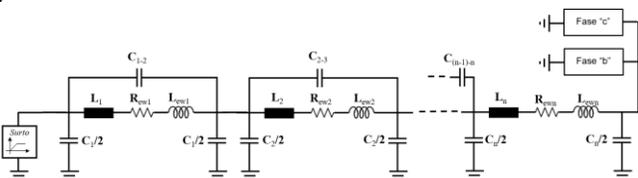


Fig. 1. Circuito equivalente para o enrolamento do estator.

Conforme a Fig. 1 cada espira do estator é modelada por uma seção de circuito “PI” composta por elementos em que as equações transitórias de campo magnético são diretamente solucionadas via FEM, identificados por $L_1 \dots L_n$, e elementos de circuito elétrico, que são relacionados às capacitâncias parasitas e os parâmetros das cabeças de bobina. As capacitâncias consideradas são as entre espiras ($C_{1-2} \dots C_{(n-1)-n}$) e das espiras para terra ($C_1 \dots C_n$), as quais representam a soma dos valores obtidos para ambas as regiões, cabeças de bobina e núcleo do estator. A fim de considerar o efeito da alta frequência do surto

aplicado, as resistências e as indutâncias das cabeças de bobina ($R_{ew1} \dots R_{ewn}$ e $L_{ew1} \dots L_{ewn}$, respectivamente) são consideradas conforme a máxima frequência do surto aplicado [9]. Com relação aos valores mútuos (R e L), na região do núcleo do estator todos os acoplamentos são considerados, pois toda a geometria é solucionada diretamente via FEM. Para as cabeças de bobina, em que os parâmetros de circuito são calculados para a frequência máxima do surto aplicado, os valores mútuos das resistências são considerados, pois nos cálculos, o efeito de proximidade é levado em consideração e, para as indutâncias, são considerado todos os acoplamentos entre as espiras de uma mesma bobina. As subseções a seguir apresentam como os elementos de circuito são calculados.

B. Cabeças de Bobina

Conforme apresentado anteriormente, o modelo considerado necessita dos parâmetros das cabeças de bobina (R, L e C). Normalmente, a modelagem das cabeças de bobina, para estudos de sobretensões transitórias em máquinas elétricas, é feita por meio de simplificações, analiticamente ou via FEM usando modelos 2D [19]. Neste trabalho, os parâmetros das cabeças de bobina são calculados via FEM com base na geometria 3D mostrada na Fig. 2. Para as simulações, apenas uma bobina é considerada, uma vez que, para estudos de alta frequência, o efeito mútuo com outras bobinas é bem menor que o acoplamento existente entre as espiras de uma mesma bobina [12].

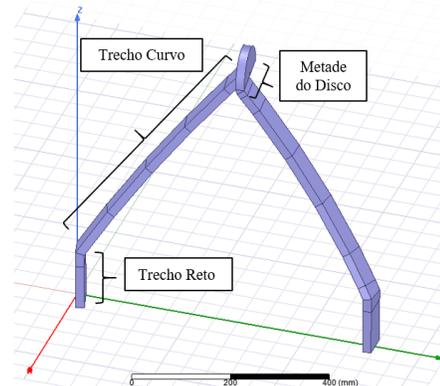


Fig. 2. Modelo 3D das cabeças de bobina.

De acordo com a Fig. 2 a cabeça de bobina pode ser dividida em 3 trechos, reto, curvo e metade de um disco. Para o trecho reto é considerada a extensão final da bobina no núcleo e o comprimento total dos canais de ventilação do estator, visto que em ambas as partes a bobina é envolta por ar.

As capacitâncias são calculadas usando um *solver* eletrostático, ou seja, considera-se que elas são independentes da frequência, usando a geometria 3D apresentada na Fig. 2. Para calcular os valores entre espiras e das espiras para terra, a modelagem deve considerar a isolamento dos condutores e a isolamento principal, separadamente, conforme apresentado na Fig. 3. Os valores de permissividade usados estão apresentados na TABELA II e foram definidos com base em [15].

Na TABELA III os principais resultados dos valores de capacitância obtidos estão apresentados. De acordo com as simulações, as capacitâncias entre espiras não adjacentes podem ser desconsideradas. Foi encontrado que o maior valor entre espiras não adjacentes para as cabeças de bobina é cerca

de 30 vezes menor que o valor entre espiras adjacentes, ou seja, a desconsideração de tais capacitâncias não afeta o resultado das sobretensões.

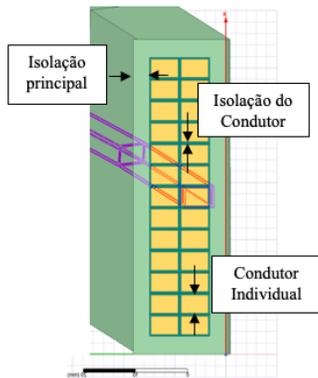


Fig. 3. Seção da bobina 3D das cabeças de bobina.

TABELA II
PERMISSIVIDADES RELATIVAS PARA CÁLCULO DAS
CAPACITÂNCIAS.

Parâmetro	Valor
Permissividade relativa da isolamento do condutor	2,5
Permissividade relativa da isolamento principal	2,0

As resistências e indutâncias das cabeças de bobina são obtidas em função da frequência máxima do surto aplicado [9], a qual é calculada pelo inverso do tempo de subida do surto. Para as simulações é necessário que cada condutor da espira seja modelado individualmente, de tal forma que os efeitos pelicular e de proximidade possam ser considerados.

A profundidade de penetração da corrente em cada condutor individual é muito pequena para excitações na ordem de MHz. Assim, para as simulações via FEM são necessários elementos de malha extremamente pequenos para obtenção de resultados coerentes, visto que, o comprimento máximo de cada elemento da malha é calculado em função da profundidade de penetração da corrente no condutor, a qual que depende da frequência máxima do surto aplicado. Desta forma, o uso de uma geometria 3D para obtenção da resistência e indutância das cabeças de bobina se torna impraticável, por limitações computacionais. Neste sentido, é utilizada uma geometria 2D equivalente com base na geometria 3D original. O modelo 2D é composto de duas partes; a parte 1 é modelada como um trecho reto e corresponde aos trechos reto e curvo da Fig. 2 e, a parte, 2 é modelada por uma geometria com simetria cilíndrica, correspondendo à metade do disco apresentado na Fig. 2. Mais detalhes sobre a modelagem das cabeças de bobina podem ser verificados em [19], que teve por objetivo propor a modelagem das cabeças de bobina com o intuito de obter os parâmetros necessários para estudos transitórios, bem com, verificar a influência dos parâmetros das cabeças de bobina na resposta transitória, apurando a modelagem efetuada.

C. Núcleo do Estator

Para o núcleo do estator não há necessidade de calcular os as resistências e indutâncias, visto que, esta região é modelada diretamente pelo *solver* transitório via FEM, que considera o efeito da frequência tanto nos condutores quanto no núcleo.

Assim, a máxima frequência do surto é utilizada apenas para calcular os parâmetros das cabeças de bobina (R e L).

No entanto, para a utilização do modelo transitório é também necessário obter as capacitâncias do núcleo. Devido à simetria na região do núcleo do estator, as capacitâncias parasitas são calculadas usando uma geometria 2D. O modelo corresponde a 1/84 do motor completo, visto que a máquina é composta por 84 ranhuras, como pode ser visto na Fig. 4.

Os parâmetros usados na simulação eletrostática são os mesmos daqueles usados para as cabeças de bobina, o que inclui os valores das permissividades apresentados na TABELA II. A principal diferença é que no núcleo do estator a superfície externa da bobina pode ser considerada aterrada em toda sua extensão, devido à presença da camada parcialmente condutiva. Além disso, o estator também é considerado aterrado conforme observado na máquina real.

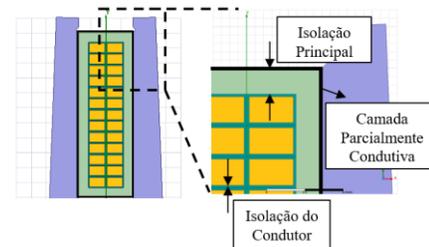


Fig. 4. Geometria 2D para cálculo das capacitâncias no núcleo.

Os valores de capacitância obtidos podem ser vistos na TABELA III, e do mesmo modo que para a região das cabeças de bobina, as capacitâncias entres espiras não adjacentes podem ser desconsideradas, uma vez que o maior valor entre espiras não adjacentes é ainda menor que 30 vezes o valor obtido para as espiras adjacentes, o que não afeta o resultado das sobretensões.

TABELA III
CAPACITÂNCIAS CALCULADAS PARA CADA REGIÃO.

Parâmetro	Valor [pF]	
	Cabeças de Bobina	Núcleo
Capacitância mútua entre espiras adjacentes	745,9	879,4
Capacitância entre primeira espira e terra	23,8	223,7
Capacitância entre espiras intermediárias e terra	8,0	75,8
Capacitância entre última espira e terra	23,8	223,7

De acordo com os resultados, os valores de capacitância mútua (entre espiras) por unidade de comprimento, são similares em ambas as regiões, no entanto, as capacitâncias das espiras para terra são muito maiores na região do núcleo, devido à camada parcialmente condutiva presente em toda a extensão da bobina nesta região.

D. Validação Prática

A capacitância para terra de cada espira é o principal parâmetro responsável pela distribuição não uniforme das tensões transitórias [20]. Neste sentido, os valores das capacitâncias das espiras para terra por bobina calculados via FEM são comparados com aqueles obtidos em medição durante o teste de tangente delta [21], o qual foi realizado nas bobinas individuais durante os ensaios aceitação em fábrica do motor sob análise.

Nas simulações as capacitâncias foram calculadas por espira, para as duas regiões (cabecas de bobina e núcleo do estator) e, portanto, para obtenção da capacitância para terra total por bobina, é necessário somar os valores obtidos para todas as espiras para ambas as regiões. Na TABELA IV é apresentada a comparação dos resultados obtidos.

Com relação ao modelo utilizado, via Método dos Elementos Finitos, em [22] as simulações são validadas com medições em um motor de pequeno porte, comprovando a capacidade do modelo utilizado.

TABELA IV
VALIDAÇÃO DAS CAPACITÂNCIAS CALCULADAS.

Calculado [pF]	Medido [pF]	Erro [%]
1553,5	1630,0	4,6

III. RESULTADOS DE SIMULAÇÃO

Usando o modelo descrito na seção anterior algumas simulações são realizadas. O motor usado é composto por 28 bobinas (13 espiras cada) por fase, as quais formam 4 grupos conectados em paralelo com 7 bobinas cada. Assim, somente um grupo de bobinas de cada fase é simulado, enquanto os outros são considerados aterrados.

A tensão é aplicada na bobina terminal da fase “a”, enquanto que as bobinas das fases “b” e “c” conectadas ao terminal da máquina, e os demais grupos de bobinas são considerados aterrados. Normalmente, as simulações numéricas encontradas na literatura somente consideram uma ou duas bobinas de uma única fase do enrolamento do estator, sendo as demais representadas por uma resistência equivalente. O arranjo das bobinas e das tensões apresentadas pode ser visto nas Fig. 5 e Fig. 6..

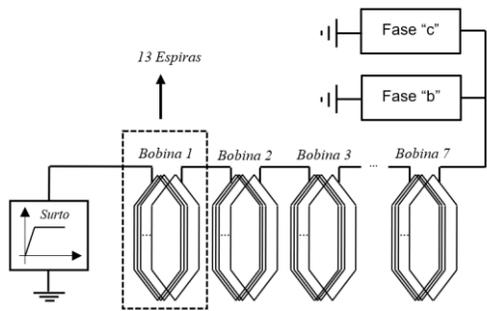


Fig. 5. Arranjo das bobinas para as simulações.

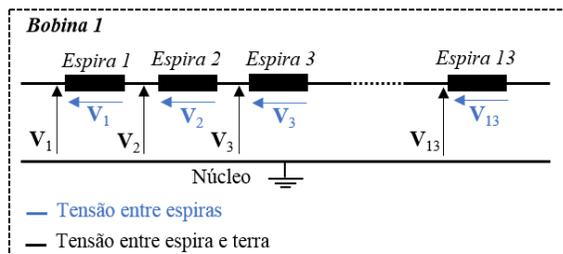


Fig. 6. Esquema das tensões analisadas.

Os resultados apresentados se referem às distribuições de tensão entre espiras, as quais estressam principalmente a isolamento dos condutores, e das espiras para terra, que afetam especialmente a isolamento principal, conforme mostrado na

Fig. 6. As tensões apresentadas estão em porcentagem da amplitude da tensão aplicada.

A. Alimentação Senoidal

A primeira simulação realizada utiliza uma fonte senoidal à frequência industrial (60 Hz) com amplitude de 100 V. O principal objetivo é verificar a distribuição de tensão sob condição normal de operação. A

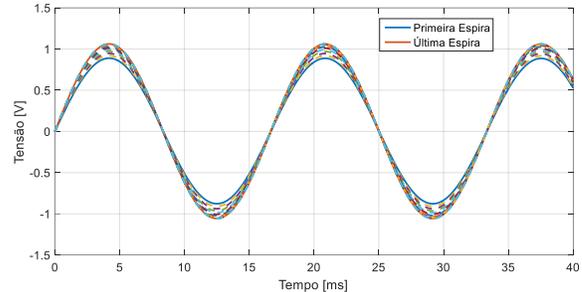


Fig. 7 e a Fig. 8 apresentam a tensão entre espiras para a primeira e última bobinas, respectivamente.

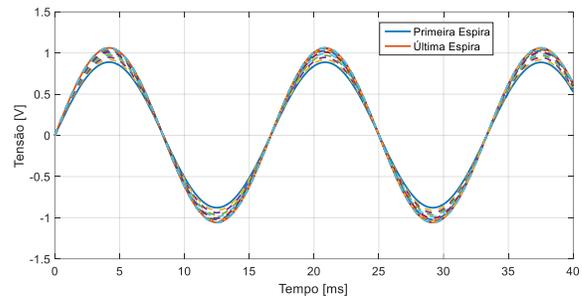


Fig. 7. Tensão entre espiras para a primeira bobina (alimentação senoidal).

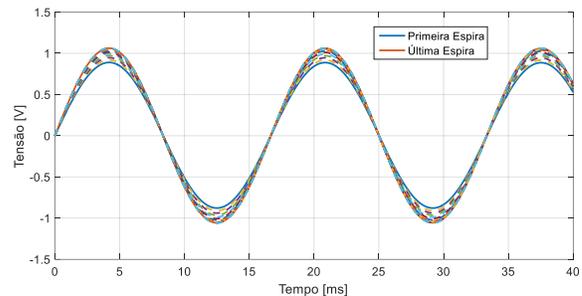


Fig. 8. Tensão entre espiras para a última bobina (alimentação senoidal).

Cada grupo de bobinas é composto por 91 espiras em série (7 bobinas com 13 espiras cada), assim é esperado um valor de aproximadamente 1,1 V em cada espira, conforme mostrado nas figuras anteriores. Além disso, é possível também observar que a última espira de cada bobina fica submetida a valores ligeiramente superiores que as demais.

Ainda com alimentação senoidal, a Fig. 9 e a Fig. 10 apresentam os resultados obtidos para tensões entre espiras e terra. De acordo com os resultados nota-se que as tensões decrescem da primeira espira da primeira bobina para a última espira da última bobina. A redução de tensão é mais evidente para a última bobina, cuja variação ocorre de 15 V (primeira espira) para 1,1 V (última espira), em contraste com os resultados para a primeira bobina que variam de 100 V a 85,7 V.

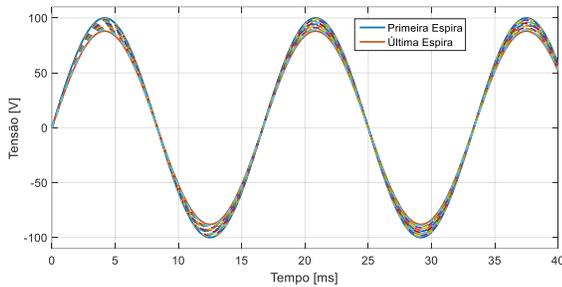


Fig. 9. Tensão entre espiras e terra para a primeira bobina (alimentação senoidal).

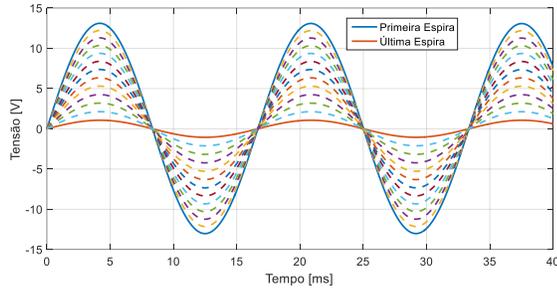


Fig. 10. Tensão entre espiras e terra para a última bobina (alimentação senoidal).

Portanto, os resultados anteriores mostram que sob condição normal de operação a isolamento dos condutores é submetida a praticamente ao mesmo estresse elétrico (tensões entre espiras), independentemente da posição da bobina no enrolamento.

B. Simulações Transitórias

A fim de verificar a distribuição de tensão transitória nas espiras, um conjunto de simulações foi realizado usando um surto de tensão de 100 V de amplitude com diferentes tempos de subida, 10 μs , 5 μs , 1 μs e 0,2 μs . A amplitude da tensão aplicada se refere apenas a um valor comumente utilizado, visto que, em se tratando de um circuito linear, para maiores valores de amplitude a resposta é proporcional [9]. Com relação ao tempo de subida, o qual tem influência relevante nos resultados, foram escolhidos valores típicos também usados na literatura [8][9], bem como, citados em normas internacionais para testes do isolamento de máquinas elétricas [21][23].

As próximas figuras mostram os principais resultados obtidos para as 13 espiras da primeira e última bobinas da fase “a”, considerando as tensões entre espiras (Fig. 11 à Fig. 20) e das espiras para terra (da Fig. 21 à Fig. 30).

De acordo com os resultados, as tensões entre espiras para um surto não são mais uniformemente distribuídas, tal como no caso de alimentação senoidal. Além disso, para menores tempos de subida maiores são as sobretensões observadas em todas as espiras de ambas as bobinas, primeira e última.

Considerando os resultados de comparação dos picos de tensão obtidos (Fig. 19 e Fig. 20), verifica-se que para tempos de subida não muito pequenos para a máquina estudada (na ordem de 1 μs), os picos de tensão são constantes em todas as espiras das duas bobinas, sendo as sobretensões maiores para os menores tempos de subida. Para tempos de subida muito pequenos (0,2 μs) é observado que as últimas espiras

ficam submetidas aos maiores valores de sobretensão para ambas as bobinas, primeira e última.

Considerando os resultados obtidos para a primeira bobina, ao comparar os resultados com trabalhos anteriores, verifica-se que na maioria dos casos [8][11][12][14] as últimas bobinas são as que ficam submetidas aos maiores valores de tensão, conforme encontrado neste trabalho.

Vale ainda salientar que as curvas mostradas na Fig. 19 possuem comportamento similar àquelas apresentadas em [8], que são resultados de medição realizados em um motor de grande porte, sendo que a diferença nas amplitudes pode ser justificada pelo maior número de espiras por bobina do motor usado neste trabalho.

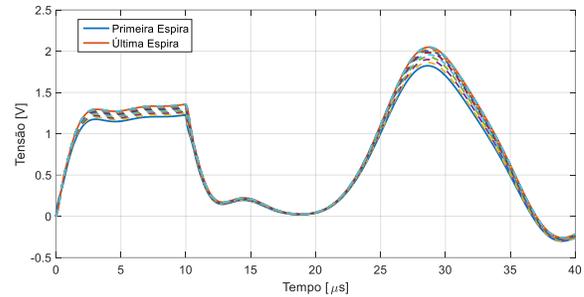


Fig. 11. Tensão entre espiras da primeira bobina com tempo de subida de 10 μs .

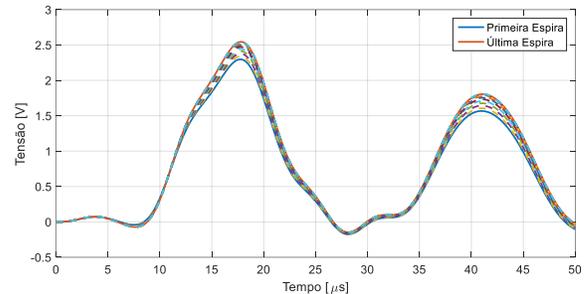


Fig. 12. Tensão entre espiras da última bobina com tempo de subida de 10 μs .

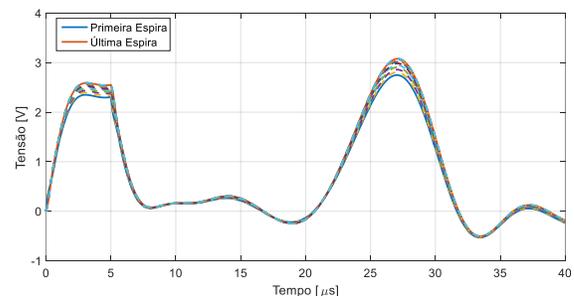


Fig. 13. Tensão entre espiras da primeira bobina com tempo de subida de 5 μs .

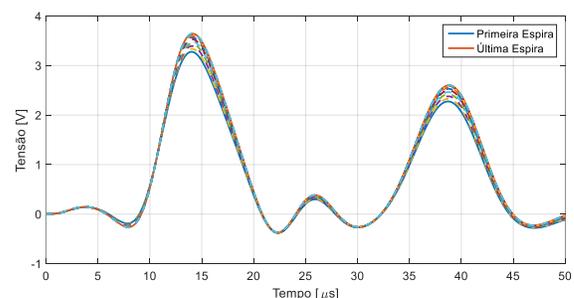


Fig. 14. Tensão entre espiras da última bobina com tempo de subida de 5 μ s.

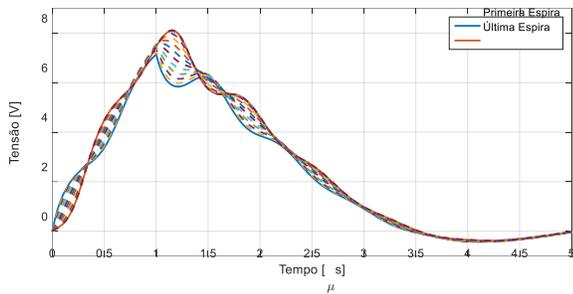


Fig. 15. Tensão entre espiras da primeira bobina com tempo de subida de 1 μ s.

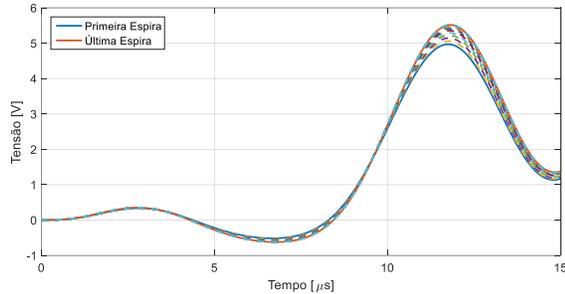


Fig. 16. Tensão entre espiras da última bobina com tempo de subida de 1 μ s.

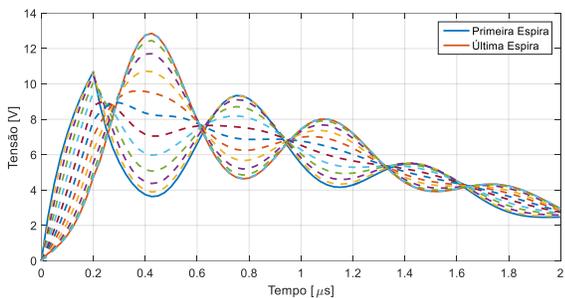


Fig. 17. Tensão entre espiras da primeira bobina com tempo de subida de 0,2 μ s.

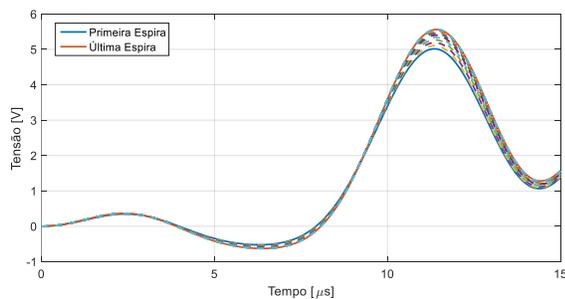


Fig. 18. Tensão entre espiras da última bobina com tempo de subida de 0,2 μ s.

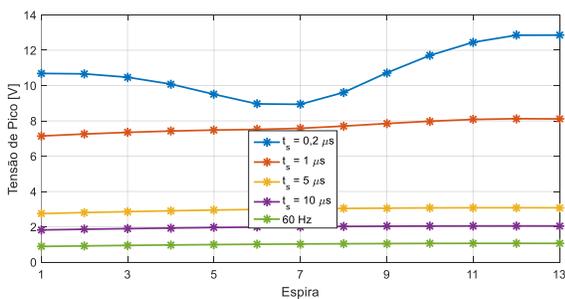


Fig. 19. Comparação das tensões de pico entre espiras da primeira bobina.

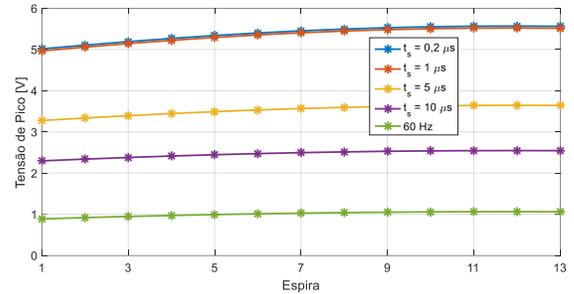


Fig. 20. Comparação das tensões de pico entre espiras da primeira bobina.

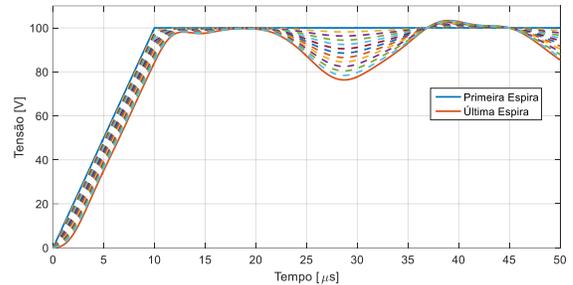


Fig. 21. Tensão das espiras para terra da primeira bobina com tempo de subida de 10 μ s.

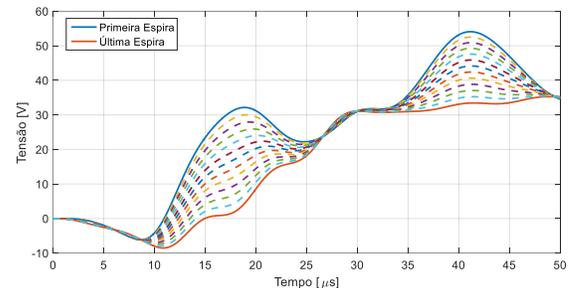


Fig. 22. Tensão das espiras para terra da última bobina com tempo de subida de 10 μ s.

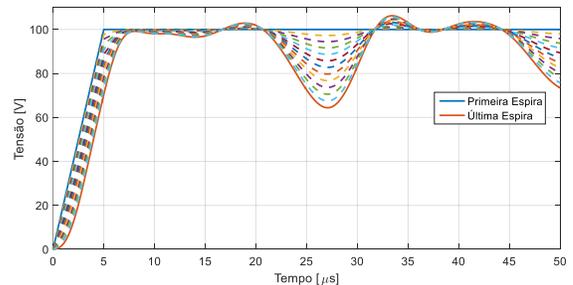


Fig. 23. Tensão das espiras para terra da primeira bobina com tempo de subida de 5 μ s.

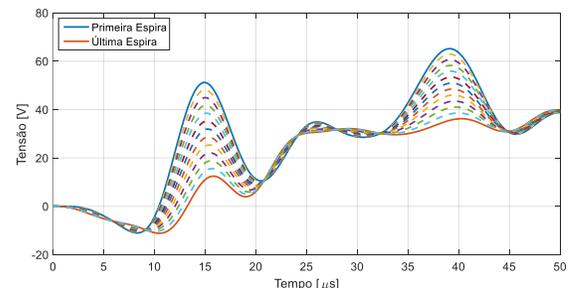


Fig. 24. Tensão das espiras para terra da última bobina com tempo de subida de 5 μ s.

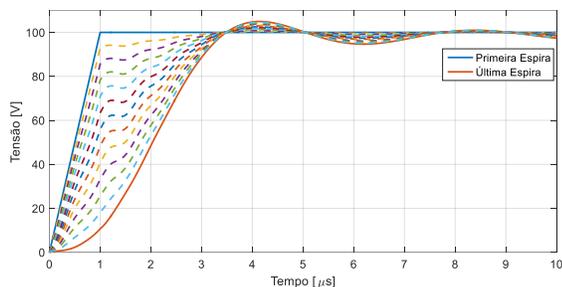


Fig. 25. Tensão das espiras para terra da primeira bobina com tempo de subida de $1 \mu\text{s}$.

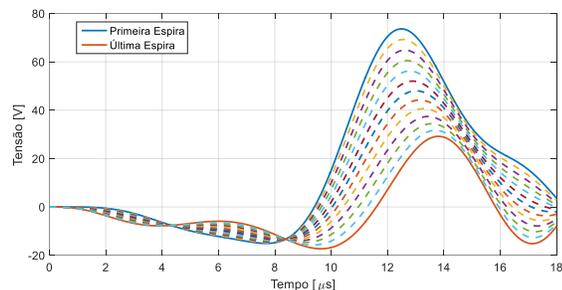


Fig. 26. Tensão das espiras para terra da última bobina com tempo de subida de $1 \mu\text{s}$.

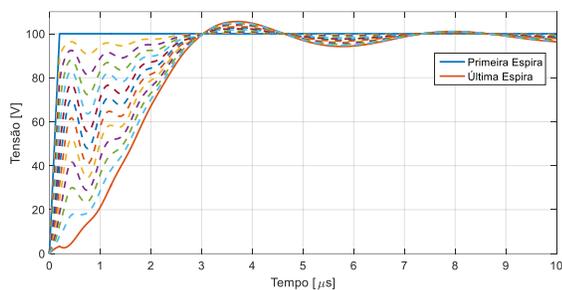


Fig. 27. Tensão das espiras para terra da primeira bobina com tempo de subida de $0,2 \mu\text{s}$.

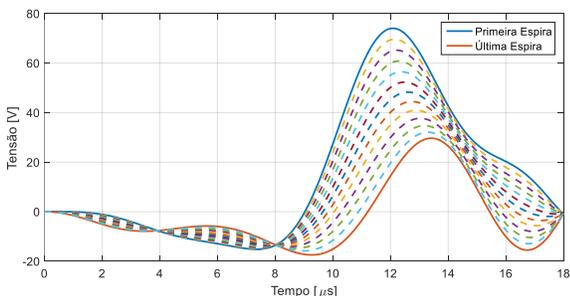


Fig. 28. Tensão das espiras para terra da última bobina com tempo de subida de $0,2 \mu\text{s}$.

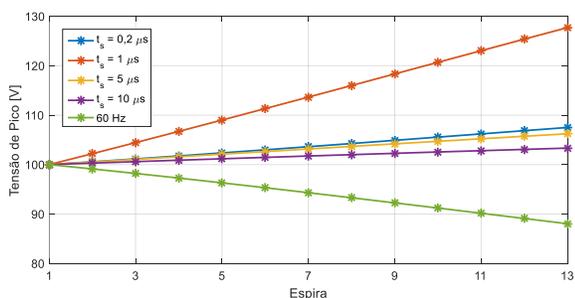


Fig. 29. Comparação das tensões de pico das espiras para terra da primeira bobina.

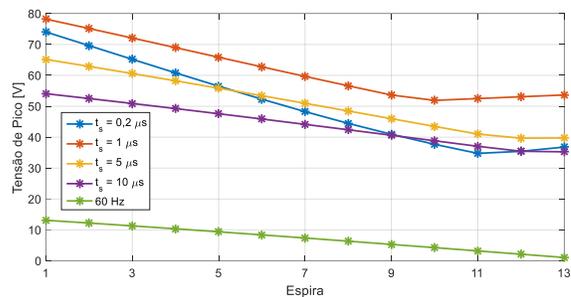


Fig. 30. Comparação das tensões de pico das espiras para terra da última bobina.

Com relação à distribuição de tensão entre espiras e terra, apresentadas da Fig. 21 à Fig. 30, percebe-se que o tempo de subida influencia as formas de onda e os valores de pico das tensões. Das curvas de comparação das tensões de pico, percebe-se que para a primeira bobina, as últimas espiras ficam sujeitas aos maiores valores de tensão para os menores tempos de subida simulados. Vale observar que para tempos de subida menores as tensões em todas as espiras da primeira bobina são maiores que a amplitude da tensão aplicada. Por outro lado, para a última bobina as tensões mais altas aparecem nas primeiras espiras, uma vez que as últimas espiras estão mais próximas da conexão do neutro do motor, no entanto, as tensões em todas as espiras são consideravelmente superiores àquelas observadas em operação normal.

IV. CONCLUSÃO

Neste trabalho a distribuição de tensão nas espiras (entre espiras e das espiras para terra) devido a um surto de tensão foi estudada, usando um modelo em que as equações de campo magnético transitório e elementos de circuito são acoplados via método dos elementos finitos. O modelo foi aplicado a um motor de indução de grande porte e inclui a modelagem das cabeças de bobina com base em uma geometria 3D. Além disso, as simulações consideram todas as bobinas de um grupo de ligação das três fases, o que não é encontrado na literatura com os modelos existentes para este tamanho de máquina. As capacitâncias para terra calculadas e usadas no modelo, as quais possuem grande influência na resposta transitória, foram validadas por medição.

Para o motor estudado, quando um tempo de subida muito pequeno é usado (menor que $1 \mu\text{s}$) as tensões não se distribuem uniformemente entre as bobinas, tal como observado para a alimentação com frequência nominal. Além disso, a tensão em todas as espiras aumenta com a redução do tempo de subida do surto aplicado.

Dos trabalhos existentes na literatura não é possível afirmar com precisão qual espira fica submetida às maiores sobretensões, uma vez que existem trabalhos que apontam que é a primeira, enquanto outros indicam que são as últimas. No entanto, os modelos existentes somente consideram uma ou duas bobinas em série, enquanto as demais bobinas do enrolamento são modeladas por uma resistência equivalente. De acordo com os resultados de simulação deste trabalho, as últimas espiras são submetidas aos maiores valores de

sobretensão para ambas as bobinas analisadas, primeira e última. Estes resultados estão de acordo com a maioria dos trabalhos encontrados na literatura, os quais indicam maiores valores de tensão nas últimas espiras da primeira bobina. Além disso, o comportamento das amplitudes das tensões em função do tempo de subida é similar aos resultados de medição apresentados em um outro trabalho.

Este trabalho também apresentou os resultados de tensão entre espiras e terra, os quais são importantes para o projeto da isolamento principal da máquina. De acordo com os resultados, para a primeira bobina, as últimas espiras são submetidas aos maiores valores de sobretensão, os quais chegam a ser maiores que a amplitude do surto aplicado para os menores tempos de subida simulados. Para a última bobina, as maiores sobretensões são observadas para as primeiras espiras, no entanto, as tensões em todas as espiras são consideravelmente superiores àquelas esperadas em operação normal.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi parcialmente financiado pelo INERGE (Instituto Nacional de Energia Elétrica), CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico), CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) e FAPEMIG (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais).

REFERÊNCIAS

- [1] C. Abadie, T. Billard and T. Lebey, "Partial Discharges in Motor Fed by Inverter: From Detection to Winding ConFig.tion," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 55, no. 2, pp. 1332-1341, March-April 2019.
- [2] G. C. Stone, H. G. Sedding and C. Chan, "Experience With Online Partial-Discharge Measurement in High-Voltage Inverter-Fed Motors," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 54, no. 1, pp. 866-872, Jan.-Feb. 2018.
- [3] S. U. Haq, S. H. Jayaram and E. A. Cherney, "Insulation Problems in Medium-Voltage Stator Coils Under Fast Repetitive Voltage Pulses," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 4, pp. 1004-1012, July-aug. 2008.
- [4] M. K. W. Stranges, G. C. Stone and D. L. Bogh, "Voltage endurance testing," in *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 15, no. 6, pp. 12-18, November-December 2009.
- [5] J. Yang, J. Cho, S. B. Lee, J. Yoo and H. D. Kim, "An Advanced Stator Winding Insulation Quality Assessment Technique for Inverter-Fed Machines," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 2, pp. 555-564, March-april 2008.
- [6] S. U. Haq, S. H. Jayaram and E. A. Cherney, "Insulation Problems in Medium-Voltage Stator Coils Under Fast Repetitive Voltage Pulses," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 4, pp. 1004-1012, July-aug. 2008.
- [7] D. Bogh, J. Coffee, G. Stone and J. Custodio, "Partial-discharge-inception testing on low-voltage motors," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 42, no. 1, pp. 148-154, Jan.-Feb. 2006.
- [8] K. J. Cornick and T. R. Thompson, "Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings. Part 2: Distribution of steep-fronted switching voltage transients in motor windings," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 129, no. 2, pp. 56-63, March 1982.
- [9] A. Krings, G. Paulsson, F. Sahlén and B. Holmgren, "Experimental investigation of the voltage distribution in form wound windings of large AC machines due to fast transients," *2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Lausanne, 2016, pp. 1700-1706.

- [10] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "Transient Voltage Distribution in Induction Motor Stator Windings Using Finite Elements Method," *International 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, Washington, 2018.
- [11] Yifan Tang, "Analysis of steep-fronted voltage distribution and turn insulation failure in inverter-fed form-wound AC motor," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, no. 5, pp. 1088-1096, Sep/Oct 1998.
- [12] M. T. Wright, S. J. Yang and K. McLeay, "General theory of fast-fronted interturn voltage distribution in electrical machine windings," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 130, no. 4, pp. 245-256, July 1983.
- [13] P. G. McLaren and H. Oraee, "Multiconductor transmission-line model for the line-end coil of large AC machines," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 132, no. 3, pp. 149-156, May 1985.
- [14] C. Petrarca, A. Maffucci, V. Tucci and M. Vitelli, "Analysis of the voltage distribution in a motor stator winding subjected to steep-fronted surge voltages by means of a multiconductor lossy transmission line model," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 19, no. 1, pp. 7-17, March 2004.
- [15] M. K. Hussain and P. Gomez, "Modeling and Experimental Analysis of the Transient Overvoltages on Machine Windings Fed by PWM Inverters," *International Conference on Power Systems Transients (IPST 2017)*, Seoul, 2017.
- [16] B. S. Oyegoke, "A comparative analysis of methods for calculating the transient voltage distribution within the stator winding of an electric machine subjected to steep-fronted surge," *1997 Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives (Conf. Publ. No. 444)*, Cambridge, UK, 1997, pp. 294-298.
- [17] W. N. Fu, P. Zhou, D. Lin, S. Stanton and Z. J. Cendes, "Modeling of solid conductors in two-dimensional transient finite-element analysis and its application to electric machines" in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 40, no. 2, pp. 426-434, March 2004.
- [18] G. Stone, E. A. Boulter, I. Culbert and H. Dhirani, *Electrical Insulation for Rotating Machines: Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*, 2nd Edition, Wiley-IEEE Press, 2014.
- [19] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "End-Windings Modeling to Study Transient Voltage Distribution in Induction Motor Stator Windings Using Finite Elements Method," *International Conference on Power System Transients*, 2019, Perpignan, France.
- [20] L. Gubbala, A. von Jouanne, P. Enjeti, C. Singh and H. Toliyat, "Voltage distribution in the windings of an AC motor subjected to high dV/dt PWM voltages," *Proceedings of PESC '95 - Power Electronics Specialist Conference*, Atlanta, GA, USA, 1995, pp. 579-585 vol.1.
- [21] IEEE Recommended Practice for Measurement of Power Factor Tip-Up of Electric Machinery Stator Coil Insulation," in *IEEE Std 286-2000*, vol., no., pp. 1-29, 1 March 2000.
- [22] Y. Xie, J. Zhang, F. Leonardi, A. R. Munoz, M. W. Degner and F. Liang, "Voltage Stress Modeling and Measurement for Random-Wound Windings Driven by Inverters," *2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, San Diego, CA, USA, 2019, pp. 1917-1924.
- [23] IEC Standard, *Rotating Electrical Machines – Part 15: Impulse voltage withstand levels of form-wound stator coils for rotating a.c. machines*, 2019.



Rodrigo Sousa Ferreira possui graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Uberlândia (2010) e Mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ) em 2017. Atualmente é estudante de doutorado na COPPE/UFRJ. Suas áreas de interesse são Máquinas Elétricas, Transitórios

Eletr magnéticos e Simulação via Método dos Elementos Finitos.



Antônio Carlos Ferreira possui graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (1987), mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Rio de Janeiro (1991) e doutorado em Engenharia Elétrica - University of Cambridge (1996). Atualmente é Professor Associado da Universidade Federal do Rio de Janeiro e voluntário - Institute of Electrical And Electronics Engineers, Inc.. Tem experiência na área de Engenharia Elétrica, com ênfase em Máquinas Elétricas e Dispositivos de Potência, atuando principalmente nos seguintes temas: máquinas elétricas e Dispositivos de Potência, atuando principalmente nos seguintes temas: máquinas elétricas convencionais e não convencionais, acionamento com velocidade variável, geração de energia, mancais magnéticos e armazenamento de energia.