

DETECÇÃO DE FUGAS IMINENTES À TERRA EM ROTORES DE MOTORES SÍNCRONOS COM EXCITAÇÃO ESTÁTICA TIRISTORIZADA

Gustavo Fortes¹, Pedro Vilkn², Lenin Morais³, Thiago Oliveira⁴, Cláudio Nunes⁵

¹*xPwE - eXperts in Power Electronics*, Belo Horizonte – MG, Brasil

^{1,2,3,4}Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte – MG, Brasil

⁵ArcelorMittal - Vega do Sul, São Francisco do Sul – SC, Brasil

e-mail: gustavo.fortes@ieee.org; pedrovilkn@ufmg.br; lenin@cpdee.ufmg.br;
troliveira@cpdee.ufmg.br; claudio.nunes@arcelormittal.com.br

Resumo – A detecção de falhas em motores é um tópico de pesquisa muito ativo dentro da literatura, pois visa atender uma real demanda da indústria por proteção de seus equipamentos, possibilitando a redução dos tempos de parada e custos de reparo. Em especial, a falha de fuga à terra em rotores bobinados de motores síncronos apresenta taxa de falha relativamente elevada, uma vez que o enrolamento de rotor é exposto concomitantemente a ciclos de estresse elétricos, mecânicos e térmicos. Sua detecção é dependente do tipo de aterramento do sistema elétrico de potência, bem como, em sua forma iminente, ainda em estágio inicial, pode apresentar resistência significativa. Dessa forma, o presente artigo apresenta uma solução simples que utiliza apenas um sensor extra para a detecção de fugas à terra em rotores síncronos alimentados por excitação estática tiristorizada. Tal solução foi implementada diretamente no controlador do conversor estático, sendo posta à prova com sucesso em motores síncronos (2.4MW/3.3kV) de uma linha de laminação a frio do grupo ArcelorMittal.

Palavras-Chave – Amplitude de terceiro harmônico, Detecção de falhas, Excitação estática tiristorizada, Fugas à terra, Integral de convolução, Motores síncronos, Rotores bobinados.

FIELD GROUND-FAULT DETECTION OF SYNCHRONOUS MOTORS WITH THYRISTORIZED EXCITATION

Abstract – Motor failure detection is a very active research topic in the literature, as it aims to meet a real industry demand for equipment protection, enabling the reduction of downtime and repair costs. In particular, earth leakage in wound rotors of synchronous motors has a relatively high failure rate, since the rotor winding is exposed to electrical, mechanical and thermal stress cycles. Its detection is dependent on the electrical power system grounding type and, in its imminent form, still at an early stage, it can present significant resistance. Thus, the present article presents a simple solution that uses only one extra sensor to detect earth leakage in synchronous rotors powered by thyristor static excitation. This solution was

implemented directly in the static converter controller, being successfully tested in synchronous motors (2.4MW/3.3kV) of a cold mill line owned by ArcelorMittal group.

Keywords – Convolution integral, Earth faults, Fault detection, Synchronous motors, Third harmonic amplitude, Thyristor static excitation, Wound rotors.

I. INTRODUÇÃO

A falha de fuga à terra em rotores bobinados é considerada uma das mais comuns em motores síncronos, uma vez que este enrolamento é exposto a ciclos de estresse elétricos, mecânicos e térmicos [1]. Ocasionalmente, sua detecção é desafiadora, pois depende do tipo de aterramento do sistema elétrico de potência, bem como, em sua forma iminente, ainda em estágio inicial, pode apresentar resistência significativa.

Tipicamente, o circuito de campo de um gerador síncrono detém transformador de entrada com neutro não aterrado. Neste caso, o surgimento de uma única falha de fuga à terra, possivelmente, não produziria dano mais severo. Todavia, o aparecimento de uma segunda falha de aterramento, permitiria a condução de corrente entre os pontos em falha, causando aquecimento local e, eventualmente, produzindo vibração devido as assimetrias causadas no fluxo da máquina [2]. Já em outras aplicações, o circuito de campo de motores síncronos pode ter seu neutro aterrado solidamente, onde: no caso de falhas francas à terra, permite a condução de corrente elevada causando sobreaquecimento local; e, no caso de falhas resistivas, podem surgir problemas mecânicos por fadiga repetitiva devido a condução de corrente de fuga pelos rolamentos da máquina. Por outro lado, o circuito de campo de motores síncronos também pode apresentar neutro com aterramento resistivo, caracterizando uma forma mais segura de operação sob uma condição de corrente de fuga à terra limitada, a depender do valor da resistência de aterramento. Além disso, viabiliza-se a detecção de falha à terra analisando quesitos da tensão de neutro [3] sobre o resistor de aterramento.

Portanto, à revelia da forma de aterramento do sistema elétrico de potência, é fundamental a detecção da primeira falha de fuga à terra e se possível ainda em sua condição

iminente, ou seja, com alta resistividade. De tal modo, o acionamento em questão pode ser colocado em manutenção, sob pena da evolução da falha, do aumento do custo de reparo e do tempo de parada.

Fundamentalmente, existem três categorias de métodos mais utilizados na detecção de falhas à terra em rotores de máquinas síncronas:

- A primeira e mais simples é baseada em um divisor resistivo, instalado em paralelo com o rotor, cujo ponto médio é interligado através de um relé visando medir a corrente de fuga à terra [4]. O mesmo não é capaz de detectar fugas à terra simétricas, ou seja, aquelas que ocorrem na porção medial do circuito de rotor, além de apresentar baixa sensibilidade para detectar fugas com alta impedância;
- A segunda categoria pressupõe o uso de fonte externa de sinal *c.c.* ou *c.a.* instalada entre a terra e o circuito de rotor, com o objetivo de medir a circulação de corrente de fuga sobre um circuito isolado galvanicamente. Via de regra, os dispositivos comerciais [5][6] existentes se enquadram nessa categoria, todavia são voltados, principalmente, para geradores síncronos onde permitem a detecção de fuga à terra, convencionalmente, chamada de proteção *64F*. De acordo com [7], os níveis para detecção de falha e alarme são geralmente configurados para $5k\Omega$ e $20k\Omega$, respectivamente, definindo a fronteira de detecção segura de tais equipamentos. Como contraponto, essa categoria não é capaz de discernir entre fugas *c.a.* ou *c.c.*, podendo causar confusão na identificação da falha [8];
- Por fim, a terceira categoria pressupõe que a fonte de injeção de sinal é a própria excitação estática tiristorizada. A detecção pode ser implementada, por exemplo, analisando quesitos da tensão de neutro do transformador de entrada sobre sua resistência de aterramento. Neste caso, é possível a discriminação de falhas de fuga à terra que por ventura venham ocorrer no lado *c.a.* da excitação estática, em face do aparecimento de componente harmônica na frequência fundamental da rede. Por exemplo, em [9][10] analisa-se a variação da resistência estimada de isolamento do rotor a partir de seu análogo resistivo. Ao utilizar modelo simplificado, a estimação da resistência fica limitada a um valor máximo que representa a impedância característica entre o rotor e a terra considerando suas capacitâncias parasitas. De tal modo, inviabiliza-se a detecção de falhas com resistência superiores, limitando sua fronteira de detecção. Por fim, em [1][3] um método voltado para geradores síncronos avalia o diferencial angular entre a componente de terceiro harmônico da tensão de neutro e uma medida de referência. Um comparativo angular tal como proposto é inválido durante transitórios da corrente de excitação devido as variações dinâmicas do ângulo de disparo, não sendo indicado para uma aplicação cíclica, por exemplo.

Em suma, o presente artigo visa apresentar uma solução simples capaz de preencher de forma conjunta as lacunas do atual estado da arte. Para tal, a solução atende aos seguintes

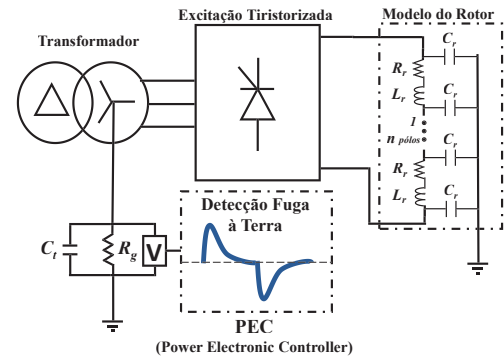


Fig. 1. Esquema simplificado do sistema de detecção de fugas à terra.

pré-requisitos: discernir entre falhas *c.a.* ou *c.c.* de fuga a terra, característica inerente aos sistemas com excitação estática tiristorizada e transformador com neutro resistivamente aterrado; obter fronteira de detecção superior a definida pela impedância característica, ou seja, ainda sua forma iminente; utilizar apenas um sensor extra para a medição da tensão de neutro; apresentar baixa sensibilidade para variações dinâmicas do ângulo de disparo, permitindo sua utilização em aplicações cíclicas; detectar 100% das falhas independente de sua posição de ocorrência no rotor, ou seja, podendo ser simétricas ou assimétricas. Tal solução foi posta à prova com sucesso em motores síncronos ($2.4MW/3.3kV$) de uma linha de laminação a frio do grupo ArcelorMittal, onde foram obtidos os resultados experimentais apresentados.

II. DESCRIÇÃO DO SISTEMA

A Figura 1 mostra um esquema simplificado do sistema de detecção de fugas à terra em rotores de máquinas síncronas alimentados por excitação estática tiristorizada seis pulsos e transformador com neutro resistivamente aterrado. Caracterizando o lado da máquina, elenca-se um análogo do rotor com pólos individualizados e definidos por sua indutância (L_r), resistência (R_r) e par de capacitâncias parasitas (C_r) para à terra. Pelo lado de entrada, considera-se a influência da capacitância parasita do transformador de entrada (C_T), já que sua existência define um divisor capacitivo em série com a capacitância parasita do rotor. A despeito de sua influência no comportamento da tensão de neutro, tal fator permaneceu despercebido por toda a bibliografia estudada [11][12].

A Tabela I dispõe os principais parâmetros a serem utilizados para pautar as análises e simulações, sendo obtidos através dos dados de datasheet e medições experimentais em campo.

TABELA I
Parâmetros Baseados nos Valores Reais

Tensão no Secundário Transformador	$V_e = 180 V$
Tensão de Rotor (motor parado)	$V_r = 42 V_{cc}$
Corrente de Rotor (motor parado)	$I_r = 90 A$
Tensão de Rotor (100% de carga)	$V_r = 160 V_{cc}$
Corrente de Rotor (100% de carga)	$I_r = 290 A$
Número de pólos	$n = 6$
Resistência por pólo (à quente)	$R_r = 92 m\Omega$
Indutância por pólo	$L_r = 36 mH$
Capacitância Parasita por pólo à terra	$C_r = 23 nF$
Capacitância Parasita do Transformador	$C_T = 3 nF$
Resistência de Aterramento	$R_G = 1000 \Omega$
Período de Amostragem do Controlador	$t_s = 400 \mu s$

Os algoritmos para a detecção de fuga à terra foram implementados em um sistema de controle em tempo real chamado *PEC (Power Electronic Controller)*, distribuído pela *General Electric*. Tal sistema é utilizado para o controle vetorial de inversores de média tensão responsáveis pelo acionamento de motores síncronos em uma linha de laminação industrial, os quais são objetos deste estudo. Dessa forma, tem-se acesso à um sistema confiável de medição analógica e processamento digital, com período de amostragem fixo de 400 μ s. Conjuntamente, ele permite integrar facilmente as novas falhas e alarmes ao sistema de controle central e supervisão já existentes.

III. MODELAGEM

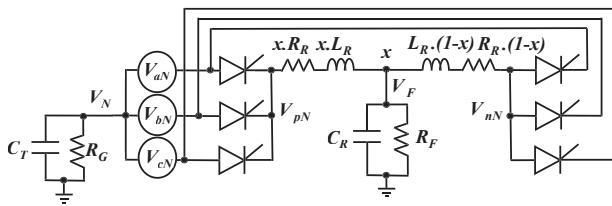


Fig. 2. Modelo da ponte tiristorizada representada como uma ponte dual três pulsos sob a perspectiva da posição de falha (x).

Tal como mostrado na Figura 2, sob a perspectiva da posição (x) do rotor onde uma eventual falha de fuga à terra pode ocorrer, a ponte trifásica tiristorizada permite ser representada como uma ponte dual três pulsos, onde C_R , L_R e R_R são os valores equivalentes totais do rotor.

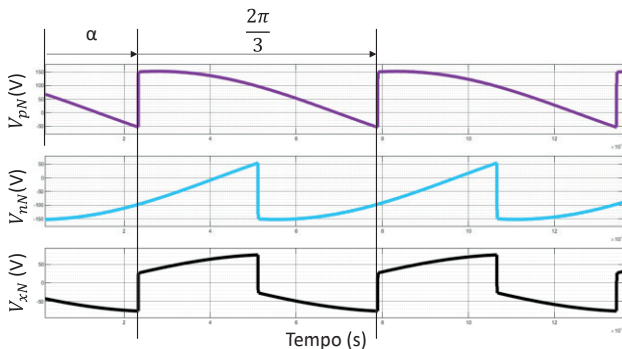


Fig. 3. Formas de onda para a tensão do positivo e do negativo em relação ao neutro do transformador.

Como referência, a Figura 3 apresenta as formas de onda para a tensão do positivo e do negativo em relação ao neutro do transformador (V_{pN} , V_{nN}). Ambas podem ser expressas matematicamente através de suas expansões em série de Fourier de acordo com as (1), (2) e (3), que demonstram a existência de fatores dependentes do ângulo de disparo (α), sendo correspondentes à um nível *c.c.* e uma série convergente de harmônicos triplos.

$$V_{pN}(t) = \frac{3\sqrt{2}V_{ab}}{2\pi} \left\{ \cos(\alpha) + \sum_{n=3,6..}^{\infty} \left[\frac{1}{(n-1)^2} + \frac{1}{(n+1)^2} - \frac{2 \cos(2\alpha)}{(n-1)(n+1)} \right]^{1/2} \text{sen}(n\omega t + \phi_n) \right\} \quad (1)$$

$$V_{nN}(t) = \frac{3\sqrt{2}V_{ab}}{2\pi} \left\{ -\cos(\alpha) + \sum_{n=3,6..}^{\infty} \left[\frac{1}{(n-1)^2} + \frac{1}{(n+1)^2} - \frac{2 \cos(2\alpha)}{(n-1)(n+1)} \right]^{1/2} \text{sen}(n\omega t + \phi_n + \frac{\pi}{3}) \right\} \quad (2)$$

onde:

$$\phi_n = -\frac{n\pi}{6} + \tan^{-1} \left(\frac{\cos((n+1)\alpha) - \cos((n-1)\alpha)}{\frac{\text{sen}((n+1)\alpha)}{(n+1)} - \frac{\text{sen}((n-1)\alpha)}{(n-1)}} \right). \quad (3)$$

A Figura 3 também mostra a tensão resultante de modo comum (V_{xN}) esperada sobre a posição (x), que pode ser definida por:

$$V_{xN}(x, \alpha) = x \cdot V_{pN}(\alpha) + (1-x) \cdot V_{nN}(\alpha). \quad (4)$$

Substituindo e fazendo simplificações trigonométricas, infere-se que:

$$V_{xN}(t) = \frac{3\sqrt{2}V_{ab}}{2\pi} \left\{ (2x-1) \cdot \cos(\alpha) + \sum_{n=3,6..}^{\infty} \left[\frac{1}{(n-1)^2} + \frac{1}{(n+1)^2} - \frac{2 \cos(2\alpha)}{(n-1)(n+1)} \right]^{1/2} \text{sen}(n\omega t + \phi_n) \right\}. \quad (5)$$

A (5) demonstra que a tensão de modo comum imposta na posição de falha x apresenta: valor *c.c.* nulo na inexistência de falhas ou para falhas simétricas ($x = 0,5$); nível *c.c.* positivo para falhas assimétricas positivas ($0,5 < x \leq 1$); e nível *c.c.* negativo para falhas assimétricas negativas ($0 \leq x < 0,5$). Além de sua dependência da posição x , os patamares *c.c.* também são dependentes do ângulo de disparo (α). Quanto às componentes *c.a.* representadas pela série harmônica, fica demonstrado sua independência em função da posição de falha x .

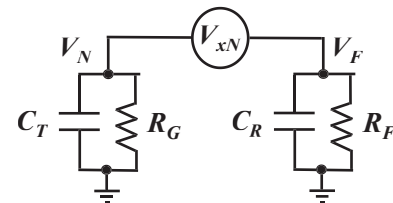


Fig. 4. Circuito equivalente do ponto de vista da tensão de modo comum imposta na posição de falha x .

Analisando sob a ótica do modo comum, o circuito da Figura 2 pode ser simplificado para o modelo equivalente mostrado na Figura 4, cuja função de transferência para a tensão de neutro (V_N) pode ser obtida utilizando a (6).

$$H(s) = \frac{V_N(s)}{V_{xN}(s)} = \frac{R_F R_G C_M s + R_G}{R_F R_G (C_T + C_M) s + R_G + R_F}. \quad (6)$$

Reformulando, pode-se encontrar o módulo (M) da tensão de neutro em função da frequência de acordo com a (7).

$$M = ||H(s)||_{s=jn\omega} = \sqrt{\frac{R_G^2 + (R_F R_G C_M n\omega)^2}{(R_G + R_F)^2 + (R_F R_G (C_T + C_M) n\omega)^2}}. \quad (7)$$

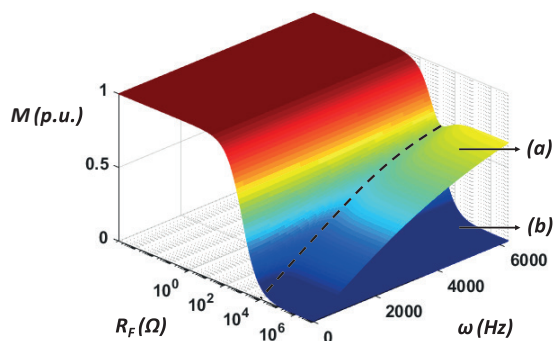


Fig. 5. Superfícies sobrepostas para a variação do módulo em função da frequência e da resistência de falha, considerando (a) os parâmetros da tabela I e (b) negligenciando as capacitâncias parasitas.

A Figura 5.a mostra o módulo obtido considerando os parâmetros da Tabela I em função da variação de frequência (ω) e da resistência de eventual falha (R_F). Por outro lado, a Figura 5.b apresenta o módulo esperado para a tensão de neutro quando as capacitâncias parasitas são negligenciadas. É nítido que ambas superfícies se confundem para resistências de falha mais baixas a partir da linha hachurada em preto. Entretanto, para valores superiores de resistência, as superfícies se separam, o que leva ao erro de estimação da resistência como visto em [10]. Isso decorre da utilização de modelo simplificado onde se estabelece um valor máximo estimado que representa a impedância característica formada em paralelo pelas capacitâncias parasitas desconsideradas. Para maior esclarecimento, utiliza-se a (8), obtida por [11], para estimar resistências de falha simuladas através do modelo apresentado na (6), resultando no gráfico mostrado na Figura 6. O resultado demonstra a saturação da estimação como abordado anteriormente.

$$R_F^* = R_G \left(\frac{1}{M} - 1 \right). \quad (8)$$

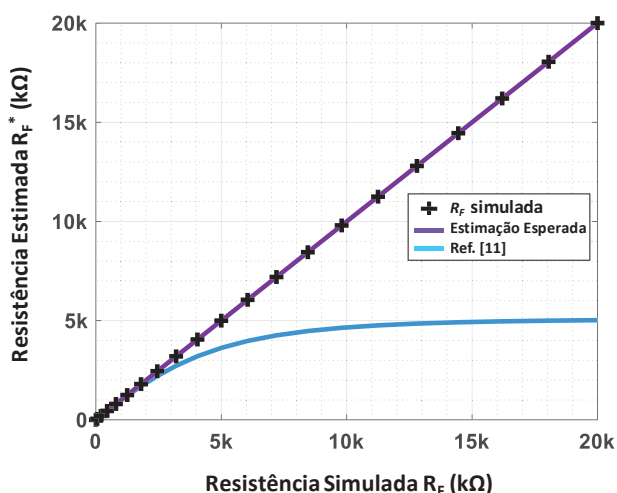


Fig. 6. Comparação entre as resistências de falhas simuladas e as resistências estimadas ao utilizar modelo resistivo [11] que negligencia as capacitâncias parasitas do circuito.

Dado esse resultado, em [1][3] inseriu-se uma detecção baseada no diferencial angular entre a componente de terceiro harmônico da tensão de neutro (V_N) e uma medida de

referência escolhida, no caso, a tensão entre positivo e o neutro (V_{pN}). Tal solução foi concebida para geradores, entretanto não é indicada para uma aplicação cíclica como a laminação. É clara, a dependência existente entre ângulo da tensão de referência (V_{pN}) com o ângulo de disparo (α), ao avaliar as (1) e (3). Dessa forma, o diferencial angular proposto é inválido durante transitórios da corrente de excitação devido as variações dinâmicas do ângulo de disparo.

IV. DETECÇÃO POR INTEGRAL DE CONVOLUÇÃO

O método proposto se baseia na detecção da falha de fuga à terra ao computar o módulo da integral de convolução (9) entre a janela (U_3) e a medida da tensão de neutro (V_N), onde U_3 apresenta amplitude unitária e o período (T) corresponde ao 3º harmônico:

$$y_3(t) = \left| \int_0^T V_N(\tau) U_3(t - \tau) \right|. \quad (9)$$

Primeiramente, considerando apenas o nível *c.c.*, a integral de convolução em questão computa seu valor de acordo com a equação 10, ao detectar falhas assimétricas (\widehat{y}_{3a}).

$$\widehat{y}_{3a} = \left| \frac{3\sqrt{2}V_{ab}}{2\pi} (2x - 1) \cdot \cos(\alpha) \left(\frac{R_G}{R_G + R_F} \right) \right|. \quad (10)$$

Dessa forma, sabendo que em condições normais o limite

$$\lim_{R_F \rightarrow \infty} \widehat{y}_{3a} = 0$$

é possível determinar a existência de falhas assimétricas quando a integral de convolução (y_3) apresentar valor não nulo.

Por outro lado, para detectar falhas simétricas a avaliação do valor *c.c.* não é o bastante. Seu valor seria nulo independentemente do valor de R_F para $x = 0,5$, pois o limite

$$\lim_{x \rightarrow 0,5} \widehat{y}_{3a} = 0.$$

Neste caso, a integral de convolução computará um valor transitório (\widehat{y}_{3s}) oriundo da mudança do perfil do sinal, sob a perspectiva de uma janela de terceiro harmônico, cujo pico é regido aproximadamente pela (11).

$$\widehat{y}_{3s} \cong \left| \frac{3\sqrt{2}V_{ab}}{4\pi} \sum_{n=3,6..}^{\infty} \left(\frac{1}{(n-1)^2} + \frac{1}{(n+1)^2} - \frac{2\cos(2\alpha)}{(n-1)(n+1)} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\left(\frac{R_G^2 + (R_F R_G C_M n \omega)^2}{(R_G + R_F)^2 + (R_F R_G (C_T + C_M) n \omega)^2} \right)^{\frac{1}{2}} - \left(\frac{(R_G C_M n \omega)^2}{1 + (R_G (C_T + C_M) n \omega)^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right) \right|. \quad (11)$$

Dessa forma, sabendo que em condições normais o limite

$$\lim_{R_F \rightarrow \infty} \widehat{y}_{3s} = 0$$

é possível determinar a existência de falhas simétricas ou assimétricas quando a integral de convolução (y_3) apresentar valor transitório não nulo, visto que ambos casos haverá a alteração do perfil da tensão de neutro.

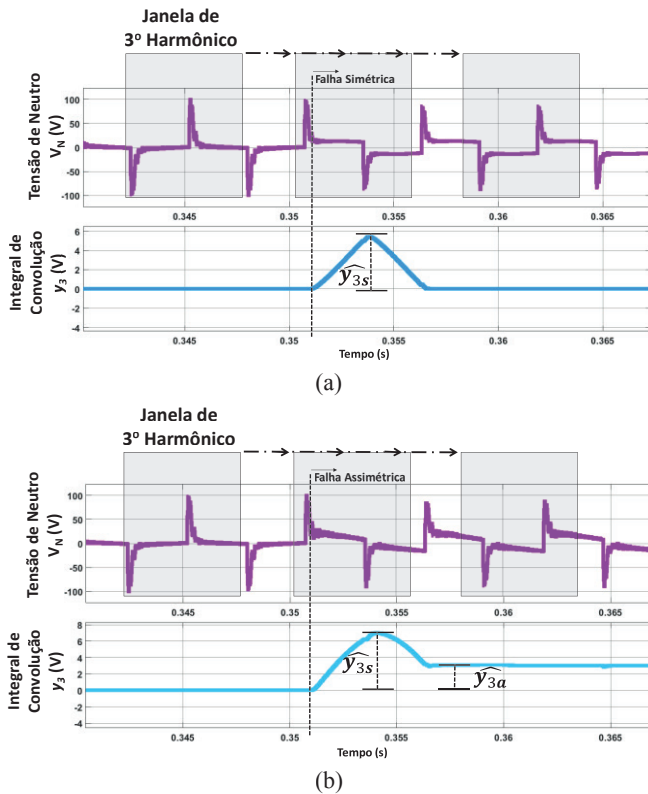


Fig. 6. Tensão de neutro e cálculo da integral de convolução com janela de 3º harmônico antes e depois da ocorrência de um exemplo de (a) falha simétrica e (b) falha assimétrica.

Para facilitar o entendimento, o esquema de potência apresentado na Figura 2 foi simulado via MATLAB-SIMULINK, bem como a integral de convolução (9) obtida para demonstrar graficamente o funcionamento da detecção. A partir do modelo implementado, pode-se variar a posição da falha, a resistência de aterramento, a resistência de falha, bem como a corrente *c.c.* do circuito de campo, que, última instância, é dependente do ângulo de disparo.

Dessa forma, a Figura 6.a apresenta o resultado do método para uma falha simétrica com resistência de falha de $5k\Omega$. Como esperado, antes do momento de falha, o somatório entre as áreas positivas e negativas do sinal se cancelam ($y_3 = 0$). Logo após o momento da falha, o perfil da tensão de neutro se altera, desequilibrando esse somatório durante a duração da janela de convolução, e, tal como mostrado, atingindo o valor de pico (\widehat{y}_{3s}).

Por outro lado, a Figura 6.b apresenta o resultado do método para a simulação de uma falha assimétrica na porção negativa ($x = 0,25$) e com mesma resistência de falha da anterior. Em condições normais, o somatório entre as áreas positivas e negativas do sinal se cancelam ($\widehat{y}_{3a} = 0$). Logo após a falha, um nível *c.c.* é calculado pelo método (\widehat{y}_{3a}). Conjuntamente, o perfil da tensão de neutro se altera, de forma que o método também computa o valor transitório (\widehat{y}_{3s}). Portanto, a falha assimétrica é detectada por ambos os modos de operação do método.

V. RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO

Como o método envolve a medição da tensão sobre o resistor de aterramento, é importante definir seu valor de

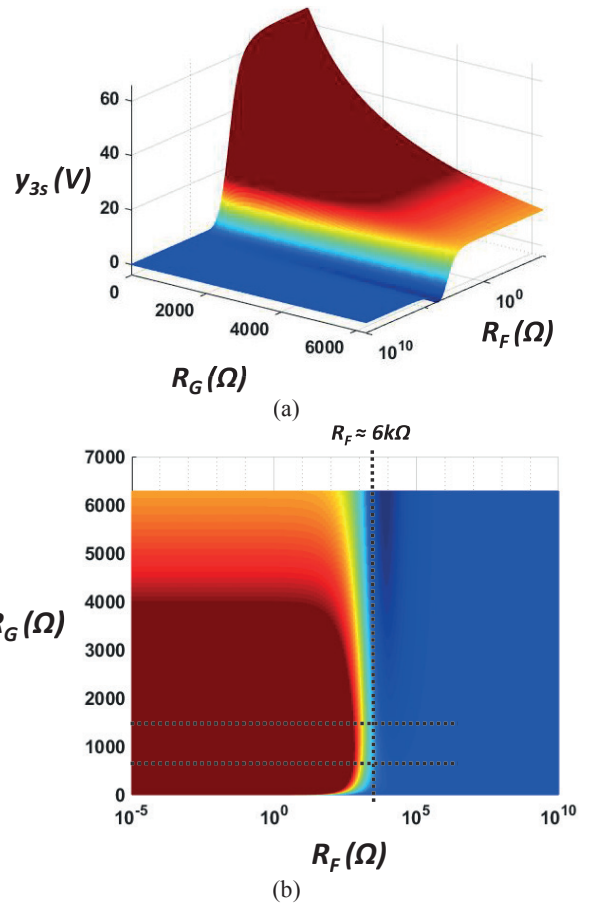


Fig. 7. Valor de pico obtido para falhas simétricas ao variar os valores de R_G e R_F com intuito encontrar a região de interesse para projeto da resistência de aterramento.

resistência com intuito de beneficiar eventual detecção. Nesse sentido, partindo do pressuposto que as falhas simétricas são as mais desafiadoras, utilizar-se-á a (11) para encontrar uma região de interesse ao variar os valores de R_G e R_F .

A Figura 7 mostra o resultado dessa análise onde a cor azul significa condições normais (valores pequenos de \widehat{y}_{3s}), enquanto a cor vermelha significa o extremo oposto (valores elevados de \widehat{y}_{3s}). Através da visão 3D (a) percebe-se que o valor transitório (\widehat{y}_{3s}) diminui à medida que R_G cresce. Dessa forma, uma condição de contorno pode ser estabelecida para manter a sensibilidade da detecção. Por meio da visão superior (b), infere-se que, em falhas perfeitamente simétricas, o valor de R_F passível de detecção se estabiliza por volta de $6k\Omega$, definindo uma faixa ($500\Omega < R_G < 1500\Omega$) onde a resistência de aterramento pode ser projetada.

VI. SIMULAÇÕES DINÂMICAS

Partindo do modelo citado na seção anterior (Figura 2), as condições dinâmicas da corrente de campo foram simuladas considerando dados reais do processo de laminação, objeto do presente estudo. Da mesma forma, foram considerados a inserção de ruídos na medição de tensão de neutro ($\sim 3\%$), variação da tensão de entrada (10%) e não determinismo sobre o instante de amostragem ($\sim 1\%$). Esse último quesito, remete à necessidade de implementação de simulação discreta para amostragem e computação dos algoritmos, uma vez que o controlador real apresenta período de amostragem de $400\ \mu s$.

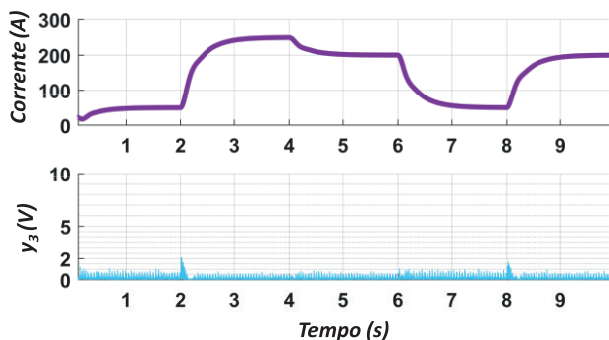


Fig. 8. Perfil de corrente de campo baseado nas condições operacionais dos motores síncronos.

Em face da limitação de banda passante desse controlador, filtro *antialiasing* deve ser implementado na entrada do canal *A/D*, permitindo a remoção das frequências do sinal que ultrapassam a frequência de *Nyquist*.

Dessa forma, a sensibilidade do algoritmo pode ser aferida para condições operacionais realistas, permitindo definir valores superiores aos considerados normais (sem falha) que, em última instância, representam os eventuais limites para detecção de falhas. A Figura 8 apresenta o perfil simulado de corrente de campo, baseado nas variações dinâmicas existentes nos motores da planta de laminação onde os patamares operacionais podem variar entre 50A à 290A. Ela também apresenta o resultado obtido para a computação da variável de detecção (y_3), onde conclui-se que o método apresenta baixa sensibilidade para as variações operacionais previstas.

Visando esclarecer como se dá a evolução do perfil da tensão de neutro antes e após uma eventual falha, a Figura 9 mostra o resultado esperado para uma fuga simétrica onde as resistências de falha excursionam entre 0Ω à $20k\Omega$. Computa-se também a variável de detecção (y_3), cujo comportamento é proporcional à mudança do perfil de tensão.

As fronteiras de detecção do algoritmo devem encontradas de modo a caracterizar sua capacidade de detecção em relação à definição de limites, às condições operacionais previstas, posição e resistências de falhas.

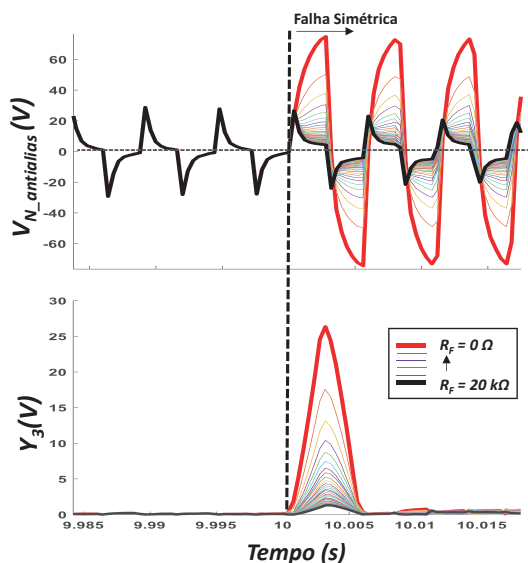


Fig. 9. Evolução do perfil da tensão de neutro antes e após uma eventual falha simétrica.

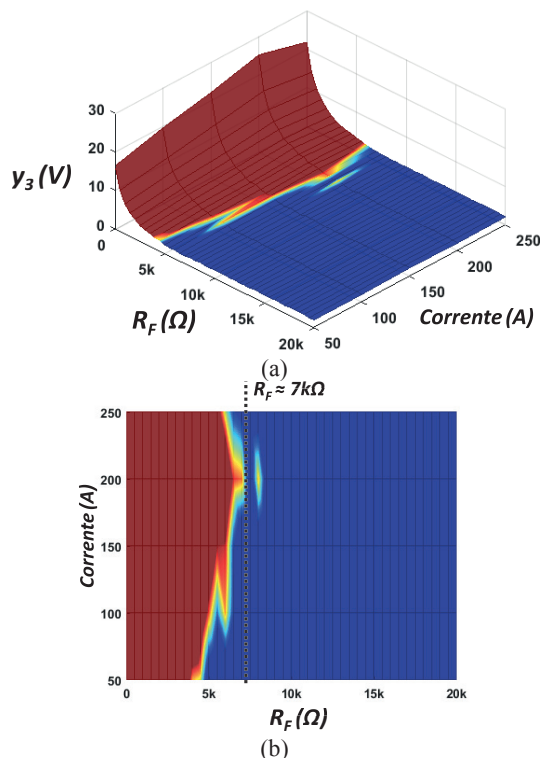


Fig. 10. (a) Gráfico 3D com os valores máximos da variável de detecção (y_3), dependentes da resistência de falha e do valor de corrente de campo, e (b) a fronteira de detecção para falhas simétricas.

Dessa forma, para falhas perfeitamente simétricas ($x = 0,5$), a Figura 10.a apresenta um gráfico 3D com os valores máximos computados na variável de detecção (y_3), dependentes da resistência de falha e do valor de corrente de campo no momento de ocorrência da mesma. Por meio de sua vista superior (Figura 10.b), encontra-se sua fronteira de detecção, cujo limite superior de detecção foi de $\sim 7k\Omega$, a depender da corrente de campo.

De forma similar, para as falhas assimétricas ($x = 0,33$), a Figura 11 mostra a evolução do perfil de tensão onde as resistências de falha excursionam entre 0Ω à $90k\Omega$. Tal como esperado (10), verifica-se um nível *c.c.* na variável de detecção. Essa característica, permite a utilização de um filtro passa-baixa ($f_c = 18Hz$) computando uma variável de detecção filtrada (y_{3f}), a fim de melhorar a sensibilidade do método, uma vez que se pode atenuar ainda mais as variações operacionais previstas sem alterar o valor *c.c.* causado pelo aparecimento da falha.

Por fim, a Figura 12.a apresenta o gráfico 3D com os valores máximos computados para a variável de detecção filtrada (y_{3f}). Por meio de sua vista superior (Figura 12.b), infere-se a fronteira de detecção para as falhas assimétricas com $x = 0,33$, cujo limite de detecção foi de $\sim 60k\Omega$, a depender da corrente de campo. Conjuntamente, a Figura 12 (c), também apresenta a fronteira de detecção mais larga passível de ser obtida, a partir da simulação de falhas assimétricas com $x = 0,00$. Dessa forma, obteve-se o limite de detecção de $\sim 80k\Omega$, representando o limite máximo de detecção do método.

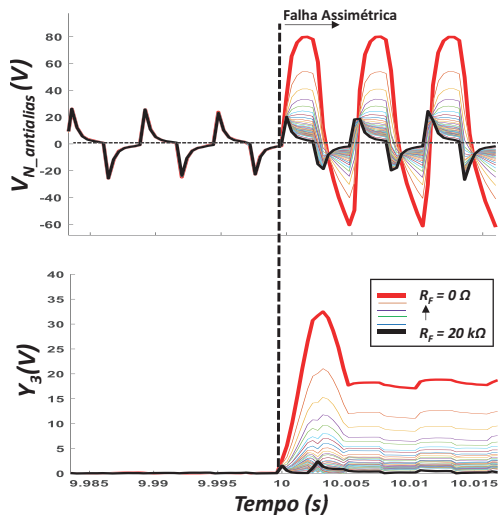


Fig. 11. Evolução do perfil da tensão de neutro antes e após uma eventual falha assimétrica com $x=0,16$.

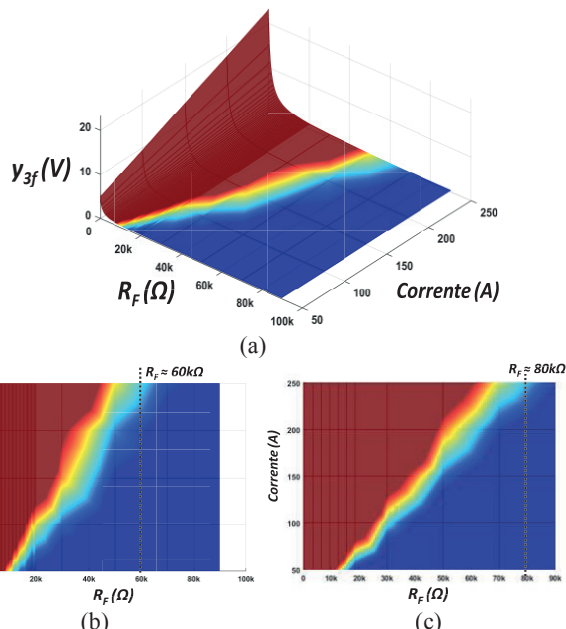


Fig. 12. (a) Gráfico 3D com os valores máximos da variável de detecção (\hat{y}_3) e (b) a fronteira de detecção para falhas assimétricas com $x=0,16$. (c) Fronteira de detecção para falhas assimétricas com $x=0,00$, mostrando o limite máximo de detecção do método.

VII. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os experimentos a seguir foram efetuados sobre o rotor do motor síncrono ($2.4MW/3.3kV$) mostrado na Figura 13.a. O algoritmo foi implementado no sistema *PEC* (Figura 13.b) e passou por monitoração prolongada (Figura 13.c).

Do ponto de vista da sensibilidade, espera-se que o método seja pouco sensível às condições normais de operação. Nesse

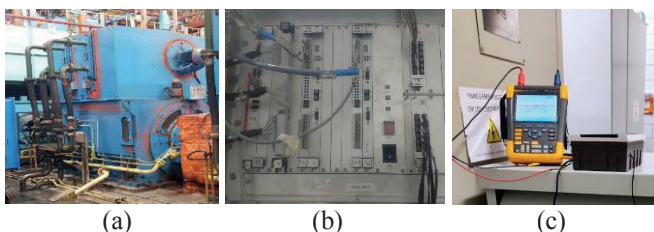


Fig. 13. Fotos da planta com motores síncronos e sistema *PEC*.

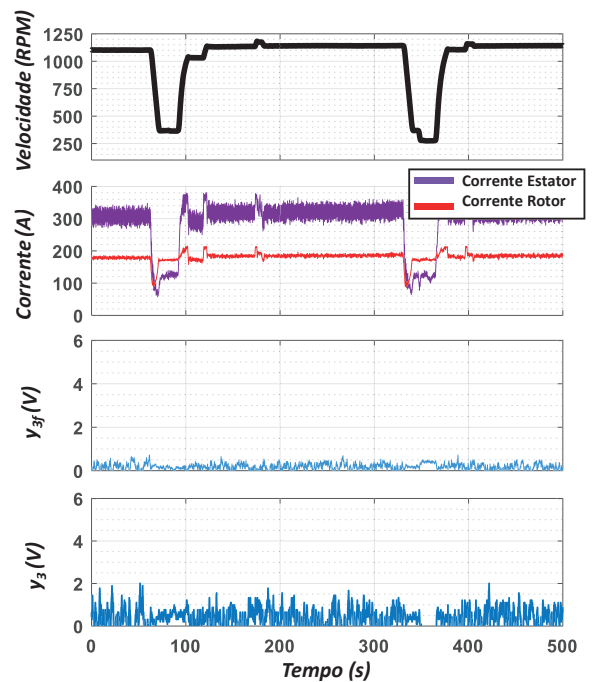


Fig. 14. Ciclos de laminação mostrando a velocidade, a corrente de estator, a corrente de rotor, bem como os picos das variáveis de detecção (\hat{y}_3 e \hat{y}_{3f}), aferindo a sensibilidade do método.

sentido, a Figura 14 apresenta os dados obtidos por meio da ferramenta de monitoração do próprio controlador. São mostrados dois ciclos de laminação, onde a velocidade excursions entre 500-1500 RPM, a corrente de estator, entre 100-300 A e a corrente de rotor, entre 100-210 A. Analisando os picos das variáveis de detecção (\hat{y}_3 e \hat{y}_{3f}), conclui-se que o método apresenta baixa sensibilidade para as variações operacionais normais, já que valores absolutos podem chegar na casa das dezenas, durante a ocorrência de falhas com baixa resistividade, por exemplo. Todavia a variação observada é resultante da amostragem do sinal pelo controlador, fator que pode ser minimizado drasticamente com o uso de um processador mais potente ou até mesmo diminuição da frequência de corte do filtro *anti aliasing* utilizado ($1,25kHz$).

Com intuito de comprovar o funcionamento do método implementado, utilizou-se de uma caixa de ensaio capaz de inserir falhas resistivas à terra a partir do barramento *c.c.* do conversor. De acordo com o esquemático mostrado na Figura 15, as falhas são concebidas de forma análoga aos estudos onde é possível selecionar a posição (falhas simétricas e assimétricas) e a resistência de falha para a terra.

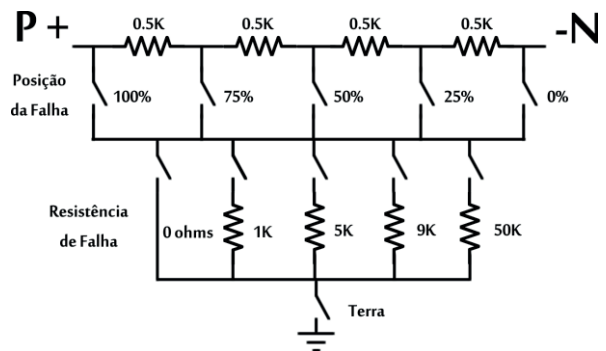


Fig. 15. Esquema de caixa de resistências para introduzir fugas à terra análogas àquelas esperadas no rotor do sistema real.

TABELA I

Resultados Experimentais Obtidos com a Caixa de Ensaio

$R_F(\Omega)$	$\widehat{y}_{3f}(V)$		$\widehat{y}_3(V)$
	$x=0$	$x=0,25$	$x=0,50$
0	14,5	4,7	11,01
1 k Ω	5,7	2,5	5,6
3 k Ω	2,5	1,3	4,4
5 k Ω	1,2	0,9	3,9
9 k Ω	0,78	0,67	3,2
50 k Ω	0,48	0,45	1,8
Sem falha	0,62		2,03

Os ensaios dispostos na Tabela II e na Figura 15.a foram efetuados em mesma condição operacional e com corrente de campo constante de $\sim 70A$. Eles foram individualizados entre falhas assimétricas ($x = 0$ e $x = 0,25$) e simétricas ($x = 0,5$). Também são mostrados os picos das variáveis de detecção (\widehat{y}_3 e \widehat{y}_{3f}) encontrados através da avaliação de sensibilidade (Figura 14), uma vez que representam os limites acima dos quais falhas devem ser detectadas.

Analisando a visão detalhada na Figura 15.b, infere-se que o método é capaz de detectar falhas/alarmes com resistências abaixo de $\sim 20k\Omega$, para falhas assimétricas com $x = 0,25$, e de $\sim 30k\Omega$, para falhas assimétricas com $x = 0$. Vale lembrar que esses valores estão em linha com os previstos teoricamente quando operando em baixa corrente, como mostrado na Figura 12.b. Para o caso de falhas perfeitamente simétricas, ele é capaz de detectar falhas com resistência abaixo de $\sim 7k\Omega$, também em linha com as expectativas oriundas das simulações implementadas.

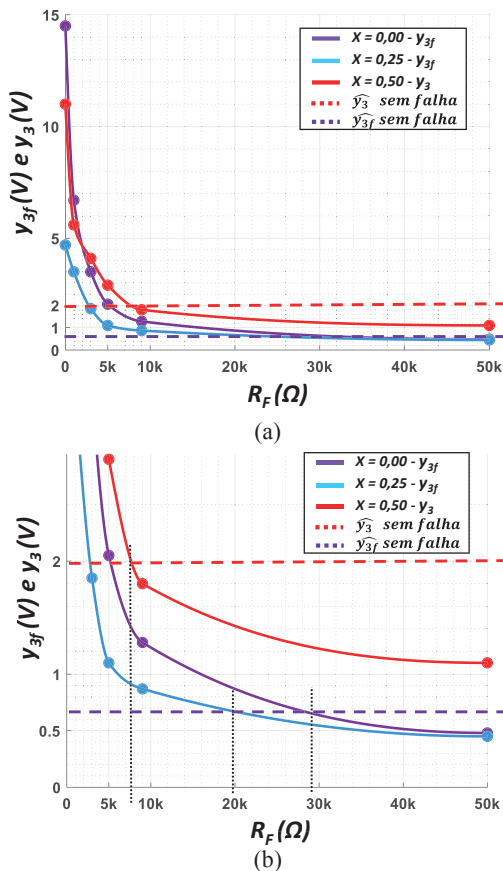


Fig. 15. (a) Dados experimentais e (b) a visão detalhada mostrando os limites de detecção para o patamar de 70A de corrente de campo.

VIII. CONCLUSÕES

Neste estudo foi explorado o tema da detecção de fugas iminentes para à terra em rotores de motores síncronos, visando que eventual acionamento em risco possa ser colocado em manutenção, sob pena da evolução da falha, do aumento do custo de reparo e do tempo de parada. De tal modo, foram apresentados modelagem matemática, simulações e dados experimentais a fim de dar sustentação teórica e prática ao método proposto. Por meio das análises de sensibilidade realizadas inferiu-se que o mesmo apresenta comportamento estável sob as diferentes condições operacionais previstas para um processo cíclico, tal como a laminação. O método permite a detecção de falhas em forma ainda incipiente, quando a resistência de falha é superior ao valor ôhmico da impedância característica entre o rotor e à terra. Experimentalmente, o método foi capaz de detectar falhas assimétricas com resistências abaixo de $\sim 30k\Omega$, todavia, em faixa mais elevada de corrente, os estudos demonstraram um limite superior de detecção na casa dos $80k\Omega$. Por outro lado, para falhas perfeitamente simétricas, experimentalmente e teoricamente o método se mostrou capaz de detectar falhas com resistência abaixo de $\sim 7k\Omega$. Enfim, o método utiliza apenas um sensor extra, possibilita a detecção robusta de falhas simétricas e assimétricas, além de propiciar uma larga fronteira de detecção com baixa sensibilidade, em condições normais, às variações dinâmicas do ângulo de disparo.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à ArcelorMittal, ao Grupo de Eletrônica de Potência (GEP) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, pela colaboração neste trabalho.

REFERÊNCIAS

- [1] F. R. Blázquez, C. A. Platero, E. Rebollo and F. Blázquez, "Improvement of the ground-fault detection in field windings of synchronous machines with static excitation based on third-harmonic voltage phase-angle comparison," 17th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'15 ECCE-Europe), pp. 1-9, 2015, doi: 10.1109/EPE.2015.7311685.
- [2] IEEE, "Tutorial on the protection of synchronous generators – second edition", in Special publication of the IEEE PSRC, 2011.
- [3] F. R. Blázquez, C. A. Platero, E. Rebollo and F. Blázquez, "Novel Rotor Ground-Fault Detection Algorithm for Synchronous Machines With Static Excitation Based on Third-Harmonic Voltage-Phasor Comparison," IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 63, no. 4, pp. 2548-2558, April 2016, doi: 10.1109/TIE.2015.2497214.
- [4] W. Hartmann, "Advanced generator ground fault protections", in 68th Annual Conference for Protective Relay Engineers, March 2015.

- [5] GE Grid Solutions, "GPM Field and Stator Ground Fault Protection Modules", Quick Reference Guide 1601-0256-AC1 (GEK-113231C).
- [6] SIEMENS, "Injection unit 7XT71 for the rotor ground-fault protection", SIPROTEC Manual 7XT7100-0.A00/EE
- [7] C. J. Mozina, "Advances in Generator Field Ground Protection Using Digital Technology," in Proceedings of the Industrial and Commercial Power System Technical Conference, May 2002.
- [8] Pardo, M., et al. "Detection and location of a ground-fault in the excitation circuit of a 106 MVA synchronous generator by a new on-line method", Electric Power Systems Research, 2016.
- [9] F. R. Blázquez, M. Aranda, E. Rebollo, F. Blázquez and C. A. Platero, "New Fault-Resistance Estimation Algorithm for Rotor-Winding Ground-Fault Online Location in Synchronous Machines With Static Excitation," IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 62, no. 3, pp. 1901-1911, March 2015, doi: 10.1109/TIE.2014.2336612.
- [10] C. A. Platero, F. Blázquez, P. Frías and M. Pardo, "New On-Line Rotor Ground Fault Location Method for Synchronous Machines With Static Excitation," IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 26, no. 2, pp. 572-580, June 2011, doi: 10.1109/TEC.2010.2095501.
- [11] M. Jiang, H. Ma, S. Zhao, et al, "Rotor ground-fault diagnosis methods for synchronous condensers based on amplitude and phase-angle of voltage", Journal of Power Electron. 20, 1184–1194, 2020. <https://doi.org/10.1007/s43236-020-00105-8>.
- [12] F. R. Blázquez, M. Aranda, E. Rebollo and C. A. Platero, "Influence of rotor capacitance in on-line rotor ground fault location method for synchronous machines with static excitation," 13th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC), 2013, pp. 244-249, doi: 10.1109/EEEIC-2.2013.6737916.

DADOS BIOGRÁFICOS

Gustavo Oliveira Fortes, é bacharel em Engenharia de Controle e Automação (2007), Mestre (2012) e Doutor (2019) em Engenharia Elétrica com ênfase em Eletrônica de Potência pela Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil. Possui Pós-Doutorado (2021), com duração de 2 anos no laboratório Laplace, Centre National de la Recherche Scientifique (CNRS), Toulouse, França. De 2007 à 2008, foi Engenheiro de Pesquisa e Desenvolvimento na Engetron, de 2008 à 2012, foi Engenheiro Sênior de Eletrônica de Potência na Converteam Brasil e, de 2012 à 2019, foi Engenheiro Líder de Acionamentos Elétricos na General Electric Power Conversion LATAM. Atualmente, é proprietário da *xPwE – eXperts in Power Electronics* - onde atua como consultor captando, desenvolvendo e fomentando projetos customizados para o setor industrial. Suas áreas de interesse são: eletrônica de potência, conversores multiníveis, sistemas

de controle, modelagem, modulação, semicondutores e acionamentos de motores elétricos.

Pedro Humberto Jacinto Vilkn, possui graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (2016), mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais (2018), curso técnico profissionalizante pelo Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (2009) e ensino médio pelo Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (2009). Tem experiência na área de Engenharia Elétrica, com ênfase em Eletrônica de Potência. Atuando principalmente nos seguintes temas: Projeto de indutores, Perdas no núcleo, IGSE, Calorímetro, Medição de perdas.

Lenin Martins Ferreira Morais, possui graduação (2000), mestrado (2002) e doutorado (2007) em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais. Atualmente é professor associado IV do departamento de Engenharia Eletrônica (DELT) da Universidade Federal de Minas Gerais. Realizou estágio posdoutoral no Laboratoire Plasma et Conversion d'Energie - LAPLACE, Université Toulouse III Paul Sabatier, UPS e no Institut de Recherche Technologique - IRT Saint Exupéry, Toulouse, França. Tem experiência na área de Engenharia Elétrica, com ênfase em Eletrônica de Potência, Eletrônica Industrial, Sistemas e Controles Eletrônicos, atuando principalmente nos seguintes temas: projeto de conversores com alta densidade de potência/alto rendimento, reatores eletrônicos para lâmpadas de alta intensidade de descarga, LEDs de potência, circuitos para correção do fator de potência, controle repetitivo, controle baseado em passividade, métodos PWM e transformador eletrônico.

Thiago Ribeiro de Oliveira, possui graduação, mestrado e doutorado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal de Minas Gerais recebidos em 2008, 2011 e 2016, respectivamente. Atualmente é professor Adjunto da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) e membro do Grupo de Eletrônica de Potência (GEP/UFMG). Tem experiência na área de Eletrônica de Potência, atuando principalmente nos seguintes temas: conversores estáticos de potência, microrredes e amplificação de potência. É membro da IEEE Power Electronics Society e da IEEE Industrial Electronics Society

Cláudio Vano Nunes, é bacharel em Engenharia de Controle e Automação (2012) e possui graduação em Tecnologia de Automação (2007). Ele atua há 25 anos como especialista de confiabilidade no processo de laminação a frio. Atuou na Sankyu (Usiminas), de 1996 à 2003, na Cockerill Maintenance & Ingénierie (CMI), de 2003 à 2006, e, desde 2006, na ArcelorMittal. Suas áreas de interesse são: eletrônica de potência, conversores, sistema de geração laser de CO₂ e acionamentos de motores elétricos