

NOVA ESTRATÉGIA DE CONTROLE DE ALTO DESEMPENHO PARA OPERAÇÃO DO GIDA DURANTE DISTÚRBIOS ASSIMÉTRICOS NA REDE ELÉTRICA

Jean Patric da Costa, Humberto Pinheiro
Universidade Federal de Santa Maria
Av. Roraima 1000 CEP 97105-900, Santa Maria, Brasil
Email: jeanpatric@gmail.com

Arnold Gunter, Thomas Degner
Institute for Wind Energy and Energy Systems Technology
Königstor 59 D-34119, Kassel, Alemanha
Email: tdegner@iset.uni-kassel.de

Resumo - Esse artigo propõe um controlador não linear de alto desempenho baseado em modos deslizantes para o controle do Gerador de Indução Duplamente Alimentado (GIDA) em eixos estacionários. O controlador proposto melhora o comportamento transitório do GIDA principalmente durante afundamentos de tensão desequilibrados no ponto de conexão (PC). O projeto do controlador é desenvolvido de forma a garantir a estabilidade do GIDA conectado à rede elétrica mesmo considerando incertezas associadas ao modelo nominal. Ainda, é proposta uma metodologia para o cálculo das referências de corrente de forma a dar suporte de reativos durante faltas próximas ao PC. Outras características do controlador proposto, além da robustez, são a sua simplicidade de implementação e a sua excelente resposta transitória. O comportamento dinâmico do sistema e o desempenho da estratégia de controle são verificadas através de simulações bem como experimentalmente.

Palavras-Chave - Modos deslizantes, GIDA, Afundamento de tensão, faltas assimétricas.

NEW HIGH PERFORMANCE STRATEGY CONTROL FOR DFIG UNDER UNSYMMETRICAL GRID DISTURBANCES

Abstract - This paper presents a high performance stationary frame non-linear controller for doubly fed induction generator, DFIG, which improves the steady state and transient behavior of the grid connected wind turbines especially under unbalance voltage dips resulting from network unbalance faults. A controller design procedure that guarantees the DFIG stability under uncertainties and disturbances at grid side is presented in details. Furthermore, it is demonstrated in the paper that with the proposed controller different goals such as control of grid side active and reactive power, minimization of torque pulsation under unbalance operation and improvement of the low voltage ride through capability can be easily achieved. Simulations and experimental results are given to illustrate the good

performance of a grid connected DFIG with the proposed controller.

Keywords - Slide Mode Control, DFIG, unsymmetrical fault ride through.

NOMENCLATURA

v, i, λ	Tensão, corrente e fluxo.
L, M	Indutância própria e Indutância Mútua.
r	Resistência.
θ, ω	Posição angular e Frequência angular.
P, Q	Potência ativa e reativa.
T_e	Conjugado eletromagnético.
Subscritos	
α, β	Eixo estacionário.
s, r, m	Estator, rotor e mútua.
Sobrescritos	
*	Valor de referência.

I. INTRODUÇÃO

O Gerador de Indução Duplamente Alimentado (GIDA) é atualmente um dos geradores mais utilizados em turbinas eólicas de grande porte conectadas à rede elétrica (> 1.5MVA) [1]–[9]. No GIDA, tem-se acesso aos enrolamentos do estator e rotor do gerador. O estator geralmente é conectado diretamente à rede elétrica enquanto o rotor é conectado a um conversor estático de potência através de anéis coletores Figura 1. Devido à sua característica construtiva, o GIDA também é referenciado como Máquina Assíncrona Trifásica Duplamente Alimentada com Anéis Coletores no Rotor também conhecida como MATRADA [10]. A principal vantagem do GIDA em relação as turbinas que utilizam o conversor pleno é o reduzido custo do conversor estático de potência e do filtro de saída devido a parcela de potência processada (25% – 30%).

O diagrama de blocos com os controladores clássicos do GIDA é mostrado na Figura 1. Os controladores das correntes rotóricas são implementados em eixos síncronos orientados no fluxo estatórico. Também pode-se observar nessa figura os controladores de potência ativa e reativa do estator bem como os controladores do conversor do lado da rede que geralmente são implementados em eixos síncronos orientados no referencial das tensões da rede. Geralmente, controladores do tipo proporcional integral (*PI*) no referencial síncrono orientados no fluxo estatórico ou na tensão estatórica são

Artigo submetido em 17 de Outubro de 2008. Primeira revisão em 30 de Julho de 2009. Segunda revisão em 26 de Outubro de 2009. Aceito por recomendação do editor Fernando L. M. Antunes.

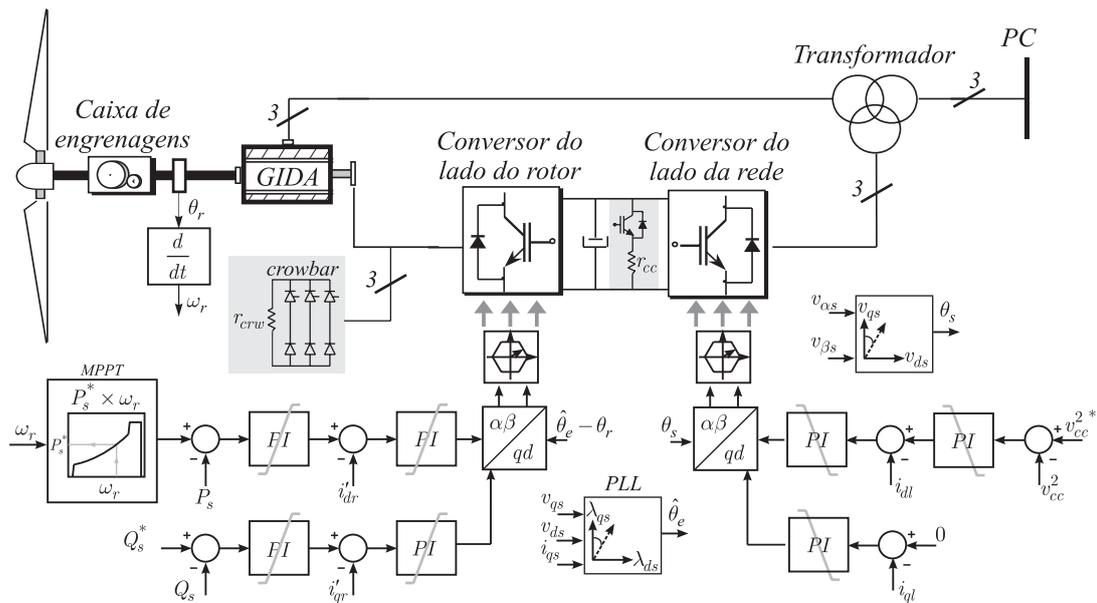


Fig. 1. Diagrama de blocos de uma turbina equipada com o GIDA e controladores do tipo PI.

utilizados para o controle das correntes rotóricas do GIDA. Ambas orientações apresentam desempenhos semelhantes. Um estudo comparativo apresentando as principais vantagens e desvantagens da orientação nesses referenciais é apresentado por Peterson em [11]. Os desempenhos dos controladores de potência ativa e reativa e das correntes rotóricas são satisfatórios quando as tensões no ponto de conexão (PC) são equilibradas, permitindo tempos de respostas de poucos milissegundos conforme apresentado por da Costa [12] e de Oliveira em [13]. Porém, deve ser salientado que quando o GIDA é submetido a tensões desequilibradas causadas por falta no sistema de potência, os componentes mecânicos da turbina sofrem esforços devido as pulsações do conjugado eletromecânico. A Figura 2 ilustra a operação do GIDA durante um afundamento de tensão na fase *a* no PC. É possível observar a entrada do circuito de proteção durante o afundamento devido a incapacidade dos controladores PI das correntes rotóricas de rastrear suas referências. Também pode ser observado as pulsações do conjugado eletromecânico e nas potências ativa e reativa no estator. Pulsações periódicas do conjugado resultam em ruído acústico ou mesmo podem danificar permanentemente o eixo do gerador, a caixa de engrenagem e o conjunto pás/rotor da turbina [14]–[16].

Essas pulsações do conjugado são oriundas principalmente das correntes de seqüência negativa. A impedância do GIDA para tensões de seqüência negativa é similar a do gerador de indução gaiola de esquilo, a qual é pequena, como se pode observar em [17], [18]. Logo, altas correntes podem surgir mesmo com pequenos desequilíbrios de tensão no PC. Conforme apresentado por da Costa em [17] a variação da banda passante dos controladores PIs das correntes rotóricas tem um impacto sobre a impedância do GIDA, principalmente nas baixas frequências. Além disso, a impedância aumenta com o aumento da banda passante do sistema. Porém, o aumento da banda passante das malhas de controle das correntes rotóricas podem levar o sistema a instabilidade

devido aos modos pouco amortecidos do GIDA.

Em [19], Brekken propõe uma modificação nas referências

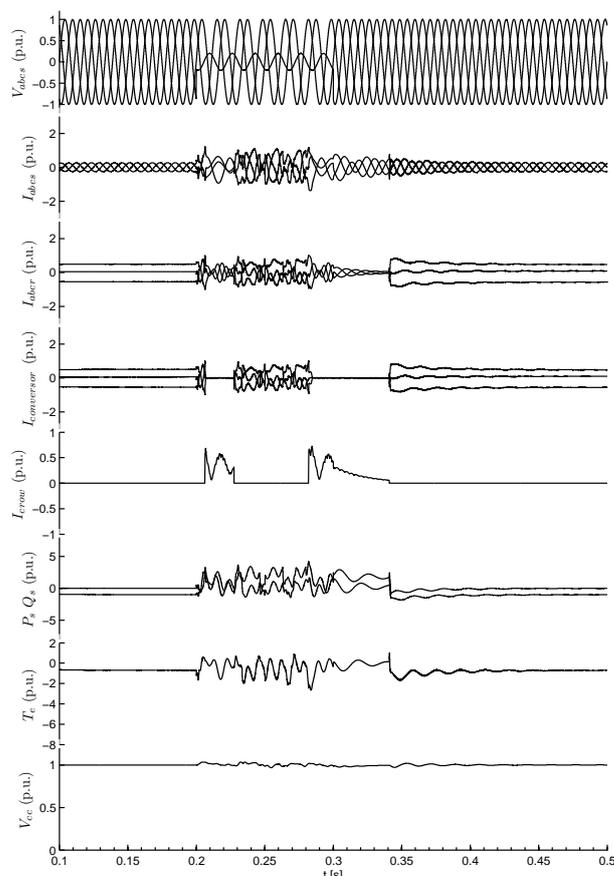


Fig. 2. Resposta do GIDA com controladores clássicos PIs frente a um afundamento de tensão fase-terra com $\omega_r \approx \omega_s$.

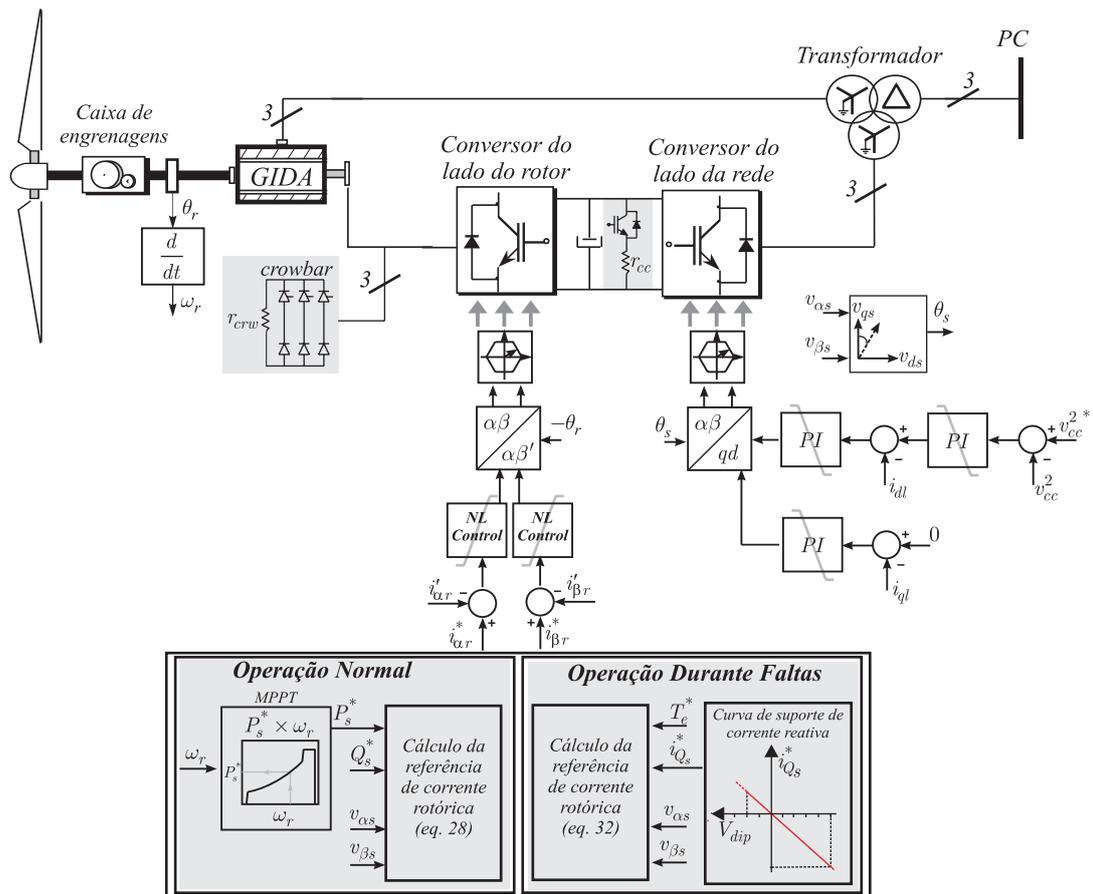


Fig. 3. Diagrama de blocos do GIDA com o controlador não linear baseado em modos deslizantes proposto.

de corrente rotóricas para reduzir as pulsações do conjugado. Porém, para essa compensação ser efetiva, a banda passante dos controladores das correntes rotóricas deve ser significativamente maior que a frequência do distúrbio, e conforme mencionado por da Costa, limitada a estabilidade do sistema [17]. Controladores ressonantes foram considerados como alternativa para essa limitação [17], [20]. Mesmo com bom desempenho em regime permanente, apresentam uma resposta transitória lenta não melhorando o comportamento durante transitórios críticos como, por exemplo, durante afundamentos de tensão. Outras estratégias tem sido investigadas na literatura [21]–[27]. Uma análise do comportamento dinâmico de um GIDA de 2 MW durante a operação em faltas foi apresentado por Xu em [21]. Novamente em [22], Xu analisa uma estratégia de controle durante operação em rede com desequilíbrio de tensão. Ambos os artigos os autores propõem um sistema de controle para o GIDA decomposto em dois referenciais síncronos. O primeiro orientado na componente seqüência positiva e o segundo na componente de seqüência negativa da componente fundamental da tensão da rede. Os resultados obtidos com essa proposta parecem promissores, porém, a complexidade da estratégia bem como a falta de uma metodologia de projeto que garanta a estabilidade do sistema em malha fechada limitam a sua aplicabilidade. As vantagens de uma estrutura de controle em eixos estacionários $\alpha\beta$ foi primeiramente desenvolvida em [23] por da Costa. Utilizando uma idéia

similar, Luna em [24] compara um controle clássico em eixos síncronos com um controle em $\alpha\beta$. Ambos artigos apresentam ganhos estruturais relativo a simplicidade se comparados com os controladores clássicos. Porém, a estrutura de controle depende da velocidade do rotor e os controladores precisam ser constantemente adaptados. Os estudos descritos por Xiang em [25] e por Lima em [26] sugerem um aumento da capacidade de sobrevivência durante um afundamento de tensão (*Low Voltage Ride Through-LVRT*). Porém, os controladores em eixos síncronos tem alta dependência da estimativa da posição do fluxo estatórico, que por sua vez é altamente dependente das tensões no PC, o que reduz o desempenho do sistema durante afundamentos de tensão desequilibrados no PC. Finalmente, um método de detecção de faltas para o GIDA foi investigado por Karimi em [27]. A técnica desenvolvida minimiza o intervalo de tempo entre a ocorrência da falta e a sua detecção. Esse método pode ser útil para evitar falsas detecções de falta.

Esse artigo propõe um controlador não linear baseado em modos deslizantes de alto desempenho que permite aumentar a faixa de operação do GIDA mesmo durante faltas assimétricas próximas ao PC. O projeto do controlador é desenvolvido de forma a garantir a estabilidade do GIDA conectado à rede elétrica mesmo considerando incertezas associadas ao modelo nominal. Ainda, é proposta uma metodologia para o cálculo das referências de corrente de forma a atender os requisitos de rede que exigem um suporte de reativos durante

a falta. Outras características do controlador proposto, além da robustez, são a sua simplicidade de implementação e a sua excelente resposta transitória. Na Figura 3 pode ser vista uma representação por diagrama de blocos da estruturado sistema de controle proposto para o GIDA conectado à rede elétrica.

A próxima seção apresenta o modelo do GIDA no referencial estacionário $\alpha\beta$ onde são apresentadas as equações das potências ativa, reativa e conjugado eletromagnético bem como as equações dinâmicas das correntes estatóricas e rotóricas. Na seção III é proposto o controlador não linear baseado em modos deslizantes para as correntes rotórias e é analisada a estabilidade do sistema. Na seção IV é proposta uma metodologia para geração das referências. Finalmente a última seção apresenta resultados de simulação e experimentais que demonstram o desempenho do GIDA com o controlador proposto e validam o desenvolvimento teórico.

II. MODELO DINÂMICO DO GIDA PARA O PROJETO DO CONTROLADOR

Essa seção desenvolve um modelo dinâmico do GIDA no referencial estacionário adequado ao projeto do controlador proposto. Para a obtenção de um modelo dinâmico nominal serão consideradas as seguintes hipóteses: (i) Os três enrolamentos são iguais entre si, tanto para o estator como para o rotor; (ii) Os ângulos elétricos entre os enrolamentos são iguais entre si, tanto para o estator como para o rotor; (iii) O entreferro é considerado constante; (iv) O circuito magnético é considerado ideal, sem saturação; (v) A distribuição da densidade de fluxo magnético no entreferro é radial e senoidal; (vi) Não são consideradas perdas magnéticas e (vii) O lado de alta tensão do transformador está conectado em delta e os lados de baixa tensão em estrela aterrado. Assim, o modelo dinâmico nominal do GIDA pode ser obtido diretamente das equações básicas da tensão e fluxo da máquina no referencial estacionário $\alpha\beta$ conforme Krause [28].

$$\begin{aligned} v_{\alpha s} &= r_s i_{\alpha s} + \frac{d}{dt} \lambda_{\alpha s} \\ v_{\beta s} &= r_s i_{\beta s} + \frac{d}{dt} \lambda_{\beta s} \\ v_{\alpha r} &= r_r i_{\alpha r} - \omega_r \lambda_{\beta r} + \frac{d}{dt} \lambda_{\alpha r} \\ v_{\beta r} &= r_r i_{\beta r} + \omega_r \lambda_{\alpha r} + \frac{d}{dt} \lambda_{\beta s} \\ \lambda_{\alpha s} &= L_s i_{\alpha s} + M i_{\alpha r} \\ \lambda_{\beta s} &= L_s i_{\beta s} + M i_{\beta r} \\ \lambda_{\alpha r} &= L_r i_{\alpha r} + M i_{\alpha s} \\ \lambda_{\beta r} &= L_r i_{\beta r} + M i_{\beta s}. \end{aligned} \quad (1)$$

A partir de (1), considere o sistema linear descrito pela equação de estado

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t) + \mathbf{F}\mathbf{w}(t) \quad (2)$$

onde $\mathbf{x}(t) \in \mathfrak{R}^4$, $\mathbf{u}(t) \in \mathfrak{R}^2$, $\mathbf{w}(t) \in \mathfrak{R}^2$, $\mathbf{A} \in \mathfrak{R}^{4 \times 4}$, $\mathbf{B} \in \mathfrak{R}^{4 \times 2}$ e $\mathbf{F} \in \mathfrak{R}^{4 \times 2}$. Além disso, \mathbf{A} e \mathbf{B} são matrizes com $\det(\mathbf{A}) \neq 0$ e $\text{rank}(\mathbf{B}) = 2$, e o par $\{\mathbf{A}, \mathbf{B}\}$ é controlável, a perturbação $\mathbf{w}(t)$ é assumida ser limitada em norma e ser continuamente diferenciável. O vetor de estados \mathbf{x} é composto pelas correntes

do estator e do rotor, o vetor \mathbf{u} representa as tensões do rotor e o vetor \mathbf{w} representa as tensões do estator.

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \\ i_{\alpha r} \\ i_{\beta r} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} v_{\alpha r} \\ v_{\beta r} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{w} = \begin{bmatrix} v_{\alpha s} \\ v_{\beta s} \end{bmatrix}$$

e as matrizes \mathbf{A} , \mathbf{B} e \mathbf{F} são dadas por

$$\mathbf{A} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} L_r r_s & M^2 \omega_r & -M r_r & M L_r \omega_r \\ -M^2 \omega_r & L_r r_s & -M L_r \omega_r & -M r_r \\ -M r_s & -M L_s \omega_r & L_s r_r & -L_s L_r \omega_r \\ M L_s \omega_r & -M r_s & L_s L_r \omega_r & L_s r_r \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{B} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M \\ -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix}; \quad \mathbf{F} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} -L_r & 0 \\ 0 & -L_r \\ M & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix}$$

$$\frac{1}{L_{eq}} = \frac{1}{M^2 - L_s L_r}.$$

As equações das potências ativa e reativa em termos das correntes e das tensões estatóricas são dadas na forma matricial por:

$$\begin{bmatrix} P_s \\ Q_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{\alpha s} & v_{\beta s} \\ v_{\beta s} & -v_{\alpha s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \end{bmatrix}. \quad (3)$$

O conjugado eletromagnético é governado pelo produto cruzado entre as correntes estatóricas e a corrente mútua.

$$T_e = n_p M \begin{bmatrix} i_{\alpha m} \\ i_{\beta m} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Considere o sistema dado em (2) na presença de incertezas estruturadas $\Delta\mathbf{A}$, $\Delta\mathbf{B}$ e $\Delta\mathbf{F}$ representado por:

$$\dot{\mathbf{x}} = (\mathbf{A} + \Delta\mathbf{A})\mathbf{x} + (\mathbf{B} + \Delta\mathbf{B})\mathbf{u} + (\mathbf{F} + \Delta\mathbf{F})\mathbf{w} \quad (5)$$

que pode ser reescrito pela forma

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{F}\mathbf{w} + \Delta(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}) \quad (6)$$

onde

$$\|\Delta(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w})\|_{\infty} \leq \rho(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}), \quad \forall (\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}) \in D \times \mathfrak{R}^4 \quad (7)$$

onde $D \subset \mathfrak{R}^4$.

O sistema dado em (6) pode ser dividido em dois sistemas de equações de estado

$$\dot{\mathbf{i}}_s = \mathbf{A}_{11}\mathbf{i}_s + \mathbf{A}_{12}\mathbf{i}_r + \mathbf{B}_1\mathbf{u} + \mathbf{F}_1\mathbf{w} + \Delta_1(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}) \quad (8)$$

$$\dot{\mathbf{i}}_r = \mathbf{A}_{21}\mathbf{i}_s + \mathbf{A}_{22}\mathbf{i}_r + \mathbf{B}_2\mathbf{u} + \mathbf{F}_2\mathbf{w} + \Delta_2(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}) \quad (9)$$

onde as matrizes \mathbf{i}_s , \mathbf{A}_{11} , \mathbf{A}_{12} , \mathbf{B}_1 e \mathbf{F}_1 são dadas respectivamente por:

$$\mathbf{i}_s = \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{A}_{11} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} L_r r_s & \omega_r M^2 \\ -\omega_r M^2 & L_r r_s \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{A}_{12} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} -M r_r & L_r M \omega_r \\ -L_r M \omega_r & -M r_r \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$\mathbf{B}_1 = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix}; \quad \mathbf{F}_1 = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} -L_r & 0 \\ 0 & -L_r \end{bmatrix}$$

e as matrizes \mathbf{i}_r , \mathbf{A}_{21} , \mathbf{A}_{22} , \mathbf{B}_2 e \mathbf{F}_2 são:

$$\mathbf{i}_r = \begin{bmatrix} i_{\alpha r} \\ i_{\beta r} \end{bmatrix}; \mathbf{A}_{21} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} -Mr_s & -L_s M \omega_r \\ L_s M \omega_r & -Mr_s \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{A}_{22} = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} L_s r_r & -L_r L_s \omega_r \\ L_r L_s \omega_r & L_s r_r \end{bmatrix}; \quad (11)$$

$$\mathbf{B}_2 = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix}; \mathbf{F}_2 = \frac{1}{L_{eq}} \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix}.$$

O objetivo aqui então colocado é projetar uma lei de controle \mathbf{u} que leve o sistema (9) a seguir as referências de uma forma robusta à perturbação \mathbf{w} e insensível as incertezas paramétricas associadas a $\Delta_2(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w})$, tal que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} (i_{\alpha r}^* - i_{\alpha r}) = 0; \quad \lim_{t \rightarrow \infty} (i_{\beta r}^* - i_{\beta r}) = 0.$$

Para isso, utiliza-se uma abordagem baseada na teoria de controle por modos deslizantes [29]–[31].

III. PROJETO DO CONTROLADOR NÃO LINEAR DE ALTO DESEMPENHO

O projeto do controlador consiste basicamente em duas etapas:

- 1) Projeto da superfície de deslizamento $\mathbf{e}(i_{\alpha r}, i_{\beta r})$ para controlar o movimento do sistema de ordem reduzida (9);
- 2) Projeto da lei de controle \mathbf{u} que leve o sistema (9) ao deslizamento sobre a superfície considerada.

A. Projeto da Superfície de Deslizamento

Considere a superfície de deslizamento continuamente diferenciável e dada pela forma:

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \end{bmatrix} = [\mathbf{i}_r^* - \mathbf{i}_r] = \left[\begin{bmatrix} i_{\alpha r}^* \\ i_{\beta r}^* \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} i_{\alpha r} \\ i_{\beta r} \end{bmatrix} \right]. \quad (12)$$

Ainda, note que nesse caso o grau relativo da saída \mathbf{i}_r em relação a \mathbf{u} é igual a 1.

B. Projeto da Lei de Controle

Para projetar uma lei de controle que defina o comportamento do sistema de ordem reduzida (9), bem como que assegure que as superfícies sejam atrativas (12), vamos descrever a dinâmica do vetor de erros da seguinte maneira:

$$\dot{\mathbf{e}} = \begin{bmatrix} \dot{e}_1 \\ \dot{e}_2 \end{bmatrix} = [\dot{\mathbf{i}}_r^* - \dot{\mathbf{i}}_r] = \left[\begin{bmatrix} \dot{i}_{\alpha r}^* \\ \dot{i}_{\beta r}^* \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{i}_{\alpha r} \\ \dot{i}_{\beta r} \end{bmatrix} \right] \quad (13)$$

ou então

$$\dot{\mathbf{e}} = \dot{\mathbf{i}}_r^* - (\mathbf{A}_{21}\mathbf{i}_s + \mathbf{A}_{22}\mathbf{i}_r + \mathbf{B}_2\mathbf{u} + \mathbf{F}_2\mathbf{w} + \Delta_2(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w})) \quad (14)$$

somando a parcela $\mathbf{A}_{22}\mathbf{i}_r^* - \mathbf{A}_{22}\dot{\mathbf{i}}_r^*$ na equação (14) tem-se

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}_{22}\mathbf{e} - \mathbf{B}_2\mathbf{u} + \mathbf{g} \quad (15)$$

onde \mathbf{g} é dado por

$$\mathbf{g} = \dot{\mathbf{i}}_r^* - \mathbf{F}_2\mathbf{w} - \mathbf{A}_{21}\mathbf{i}_s - \mathbf{A}_{22}\dot{\mathbf{i}}_r^* - \Delta_2(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}) \quad (16)$$

considere a seguinte lei de controle

$$\mathbf{u} = (\mathbf{B}_2)^{-1}(\mathbf{A}_{22}\mathbf{e} + \mathbf{g}_1 - \mathbf{u}_n) \quad (17)$$

onde \mathbf{B}_2 é não singular para todo e qualquer tempo, e \mathbf{g}_1 é dado por

$$\mathbf{g}_1 = \dot{\mathbf{i}}_r^* - \mathbf{F}_2\mathbf{w} - \mathbf{A}_{21}\mathbf{i}_s - \mathbf{A}_{22}\dot{\mathbf{i}}_r^* \quad (18)$$

a aplicação de (17) em (15) conduz a reescrita da dinâmica do vetor de erros, \mathbf{e} , como:

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{u}_n + \mathbf{g}_0; \quad \mathbf{g}_0 = -\Delta_2(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{w}). \quad (19)$$

Para assegurar a estabilidade do sistema de ordem reduzida, vamos considerar a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$V(\mathbf{e}) = \frac{1}{2} \mathbf{e}^T \mathbf{e} \quad (20)$$

cujas derivada temporal ao longo da trajetória do vetor de erros \mathbf{e}

$$\dot{V}(\mathbf{e}) = \mathbf{e}^T \dot{\mathbf{e}} = \mathbf{e}^T (\mathbf{u}_n + \mathbf{g}_0). \quad (21)$$

Se a ação de controle \mathbf{u}_n for escolhida tal que:

$$\mathbf{u}_n = -k \begin{bmatrix} \text{sin}(e_1) \\ \text{sin}(e_2) \end{bmatrix} \quad (22)$$

a derivada da função de Lyapunov será negativa definida se o $k > \|\mathbf{g}_0\|_\infty$.

Note que a lei de controle (22) é função descontínua em relação aos estados \mathbf{x} . Essa descontinuidade pode causar o fenômeno conhecido como *chattering*, que resulta em comutações indesejáveis na ação de controle. A estratégia adotada para eliminar o *chattering* foi a aproximação da não linearidade do tipo sinal por uma função do tipo saturação, onde essa função foi definida por:

$$\text{sat}(y) = \begin{cases} y & \text{se } |y| \leq 1 \\ \text{sin}(y) & \text{se } |y| > 1 \end{cases} \quad (23)$$

então a ação de controle \mathbf{u}_n pode ser redefinida como

$$\mathbf{u}_n = -k \begin{bmatrix} \text{sat}\left(\frac{e_1}{\varepsilon}\right) \\ \text{sat}\left(\frac{e_2}{\varepsilon}\right) \end{bmatrix} \quad (24)$$

onde ε é uma constante positiva e representa o grau de liberdade introduzido pela função saturação para redução do *chattering*. Uma boa aproximação foi obtida nesse artigo com $\varepsilon = 0,01$.

IV. GERAÇÃO DAS REFERÊNCIAS DE CORRENTE

Atualmente, os operadores do sistema estão revisando os códigos de rede em muitos países. Basicamente, os geradores eólicos estão assumindo maiores responsabilidades no sistema de potência o que significa um comportamento mais próximo de uma unidade de geração convencional. LVRT é um dos recentes requisitos introduzidos nos códigos de rede. Este requisito exige que o gerador eólico permaneça conectado à rede elétrica durante uma queda de tensão no PC. Cada país geralmente especifica uma curva tensão vs. tempo onde o gerador deve permanecer conectado. Além disso, alguns países exigem ainda que o gerador forneça uma quantidade de corrente reativa durante a falta que deve ser proporcional ao afundamento e também especifica tempos para recuperação da potência após a falta ser eliminada [32]–[38].

Nessa seção é desenvolvida uma estratégia de geração de referência para as malhas de controle das correntes rotóricas que possibilita atender aos códigos de rede incluindo suporte

de reativo durante LVRT e uma rápida recuperação da potência gerada após o fim do distúrbio.

Com o objetivo de obter uma relação entre as grandezas a serem controladas e as referências para as correntes rotóricas, vamos partir da equação dinâmica que governa as correntes estatóricas dada por (8) e considerar que o vetor de erros encontra-se sobre a superfície de deslizamento. Assim, substituindo (17) e (18) resulta em

$$\dot{\mathbf{i}}_s = \mathbf{A}_s \mathbf{i}_s + \mathbf{A}_r \mathbf{i}_r^* + \mathbf{F}_s \mathbf{w} + \mathbf{B}_{ref} \dot{\mathbf{i}}_r^* \quad (25)$$

onde as matrizes \mathbf{A}_s , \mathbf{A}_r , \mathbf{F}_s e \mathbf{B}_{ref} são dadas respectivamente por:

$$\mathbf{A}_s = \mathbf{A}_{11} - \mathbf{B}_1 (\mathbf{B}_2)^{-1} \mathbf{A}_{21} = \begin{bmatrix} -r_s/L_s & 0 \\ 0 & -r_s/L_s \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{A}_r = \mathbf{A}_{12} - \mathbf{B}_1 (\mathbf{B}_2)^{-1} \mathbf{A}_{22} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (26)$$

$$\mathbf{F}_s = \mathbf{F}_1 - \mathbf{B}_1 (\mathbf{B}_2)^{-1} \mathbf{F}_2 = \begin{bmatrix} 1/L_s & 0 \\ 0 & 1/L_s \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{B}_{ref} = \mathbf{B}_1 (\mathbf{B}_2)^{-1} = \begin{bmatrix} -M/L_s & 0 \\ 0 & -M/L_s \end{bmatrix}$$

reescrevendo a equação (25) tem-se

$$\dot{\mathbf{i}}_s = \mathbf{A}_s \mathbf{i}_s + \mathbf{F}_s \mathbf{w} + \mathbf{B}_{ref} \dot{\mathbf{i}}_r^* \quad (27)$$

A equação (27) pode ser usada para o cálculo das referências de correntes rotóricas.

Dois modos de operação serão apresentados: (i) MODO 1 para o controle das potências ativa e reativa do estator em condições de operação normal, isto é, em regime permanente senoidal com as tensões no PC equilibradas; (ii) MODO 2 para contribuir com o suporte de corrente reativa e minimizar a pulsação do conjugado durante LVRT.

A. Operação em Rede Elétrica Equilibrada - MODO 1

Para o MODO 1, o objetivo é impor as potências ativas e reativas. Assim, isolando $\dot{\mathbf{i}}_s$ na equação das potências estatóricas (3) e substituindo em (27), obtém-se a seguinte equação:

$$\dot{\mathbf{i}}_r^* = \frac{-1}{v_{\alpha s}^2 + v_{\beta s}^2} \mathbf{H}_1 \begin{bmatrix} v_{\alpha s} & v_{\beta s} \\ v_{\beta s} & -v_{\alpha s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_s^* \\ Q_s^* \end{bmatrix} + \mathbf{H}_2 \mathbf{w}. \quad (28)$$

Considerando a frequência fundamental da rede elétrica a derivada temporal das correntes no rotor e estator podem ser dadas por:

$$\dot{\mathbf{i}}_r^* = \begin{bmatrix} 0 & \omega_s \\ -\omega_s & 0 \end{bmatrix} \mathbf{i}_r^*; \quad \dot{\mathbf{i}}_s = \begin{bmatrix} 0 & \omega_s \\ -\omega_s & 0 \end{bmatrix} \mathbf{i}_s \quad (29)$$

então as matrizes \mathbf{H}_1 e \mathbf{H}_2 da equação (28) são:

$$\mathbf{H}_1 = \begin{bmatrix} L_s/M & -r_s/(\omega_s M) \\ r_s/(\omega_s M) & L_s/M \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 0 & -1/(\omega_s M) \\ 1/(\omega_s M) & 0 \end{bmatrix} \quad (30)$$

B. Operação Durante Afundamento de Tensão - MODO 2

Faltas assimétricas próximas ao PC geram componentes harmônicas na tensão, principalmente componente de seqüência negativa. Nesse caso, uma preocupação é com a pulsação do conjugado e a outra é o suporte de corrente reativa. Então, reescrevendo a equação do conjugado e da corrente reativa estatórica para forma:

$$\begin{bmatrix} T_e \\ I_{Qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{i_{\beta m}}{v_{\beta s}} & -\frac{i_{\alpha m}}{v_{\alpha s}} \\ \sqrt{v_{\alpha s}^2 + v_{\beta s}^2} & \sqrt{v_{\alpha s}^2 + v_{\beta s}^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \end{bmatrix}. \quad (31)$$

Isolando a corrente estatórica \mathbf{i}_s na equação (31), substituindo em (27), tem-se:

$$\dot{\mathbf{i}}_r^* = -\mathbf{H}_1 \begin{bmatrix} \frac{v_{\alpha s}}{v_{\alpha s} i_{\beta m} - v_{\beta s} i_{\alpha m}} & \frac{i_{\alpha m} \sqrt{v_{\alpha s}^2 + v_{\beta s}^2}}{v_{\alpha s} i_{\beta m} - v_{\beta s} i_{\alpha m}} \\ \frac{v_{\beta s}}{v_{\alpha s} i_{\beta m} - v_{\beta s} i_{\alpha m}} & \frac{i_{\beta m} \sqrt{v_{\alpha s}^2 + v_{\beta s}^2}}{v_{\alpha s} i_{\beta m} - v_{\beta s} i_{\alpha m}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_e^* \\ I_{Qs}^* \end{bmatrix} + \mathbf{H}_2 \mathbf{w}. \quad (32)$$

Nesse caso, a matriz \mathbf{H}_2 precisa ser definida no domínio da frequência, ou seja:

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 1/(sM) & 0 \\ 0 & 1/(sM) \end{bmatrix}. \quad (33)$$

Para a implementação das funções de transferências associadas aos elementos da matriz da equação (33), é utilizado um filtro causal (34) para aproximar a magnitude e a fase de \mathbf{H}_2 no domínio de frequência de interesse

$$H_{f2}(s) = H_a \frac{\omega_a s}{s^2 + \omega_a s + \omega_a^2} \quad (34)$$

onde o ganho H_a foi projetado para casar com a magnitude de H_{f2} nas altas frequências. A Figura 4 mostra a magnitude das funções de transferências H_2 e H_{f2} em decibéis juntamente com a fase em graus em função da escala logarítmica da frequência.

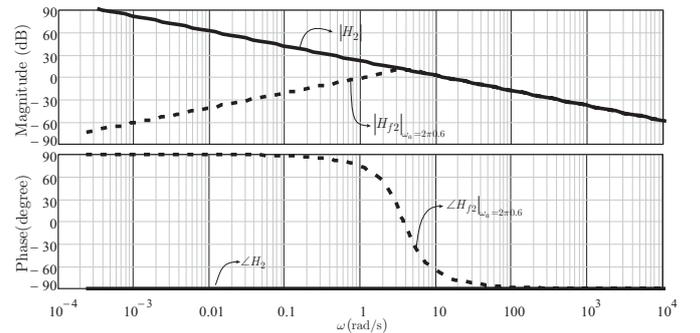


Fig. 4. Resposta em frequência para as funções de Transferências da equação (33) e (34).

É possível notar que na faixa de interesse de frequência as respostas são muito próximas.

Note que o cálculo das referências de corrente para a operação em regime permanente senoidal é calculada

diretamente sem a utilização de filtros através das equações (28) e (30). Quando um afundamento de tensão é detectada, a geração das referências passa a operar no MODO 2. Nesse Modo, pode-se garantir o suporte de corrente reativa independente do tipo da falta e sem a extração das componentes de seqüência positiva e negativa. Além disso, a pulsação do conjugado eletromagnético pode ser minimizado uma vez que o T_e é diretamente controlado.

V. RESULTADOS DE SIMULAÇÃO E EXPERIMENTAIS

Para avaliar o desempenho do controlador proposto e dar suporte a teoria apresentada, resultados de simulação e experimentais são apresentados. O modelo do GIDA foi construído no MATLAB® [39] e os parâmetros nominais são mostrados na tabela I. Nas simulações foram considerados erros de 5% nas resistências do GIDA e na indutância mútua. A bancada de teste é composta por um GIDA de 10 kVA e um motor de corrente contínua de 15 kW. O estator do GIDA é conectado diretamente no secundário de um transformador de 15 kVA conectado em Dyn. A conexão Dy mantém a componente de seqüência zero da corrente estatórica em níveis muito baixos e pode ser desprezada nos terminais do estator do GIDA. A freqüência de comutação e de controle é 10 kHz. A posição angular do rotor é obtida por um encoder comercial 360 ppr com máxima resposta em freqüência de 1,25 MHz e mínima largura de pulso de 200 ns. O controlador é implementado em em um processador PPC 750GX que opera em paralelo com um DSP de ponto fixo TMS320F240. A rede elétrica é implementada através de uma fonte de tensão bi-direcional programável com uma potência de 90 kVA. Esse sistema permite programar afundamentos assimétricos e simétricos da tensão no PC com o GIDA. A troca entre o MODO 1 e MODO 2 ocorre quando uma rápida queda de tensão nos terminais do estator do gerador é detectado. A potência de curto circuito no PC é 10 vezes maior que a potência nominal do GIDA. O principal foco desse artigo o controle das potências ativa e reativa através das variáveis do conversor do rotor, as correntes rotóricas $i_{\alpha\beta r}$ e estatóricas $i_{\alpha\beta s}$ foram monitoradas juntamente com o conjugado eletromagnético T_e e as potências estatóricas P_s e Q_s . Também é mostrado os erros do controlador não linear e_{12} .

A Figura 5 mostra um resultado experimental realizado para verificar a resposta ao degrau de referência de potência estatórica. Nesse resultado pode-se notar que a resposta do GIDA com o controlador proposto é aproximadamente 0,6ms. Essa resposta é muito mais rápida que a resposta com controle PI clássico. A Figura 6 mostra um ensaio experimental também realizado para verificar a resposta ao degrau de mudança de referência de potência reativa. Nesse resultado pode-se verificar que a resposta é muito semelhante ao da Figura 5 também com um tempo de resposta muito rápido.

Na Figura 7 pode ser visto a corrente e a tensão na fase *a* da rede durante a operação com fator de potência unitário.

A Figura 8 mostra o comportamento do GIDA durante um afundamento de tensão sem desconexão do gerador da rede elétrica durante um afundamento de tensão com 25% de fator de desequilíbrio.

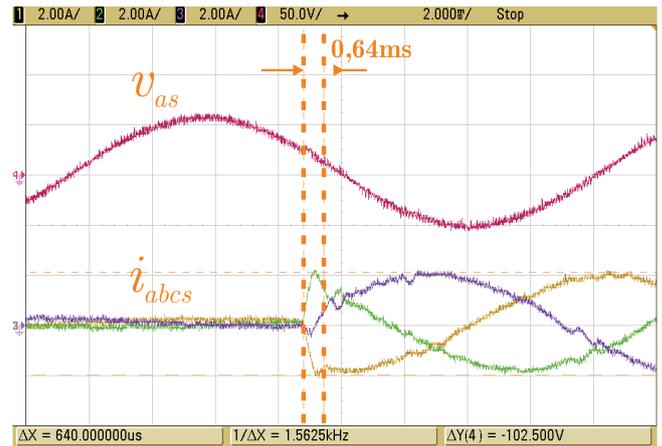


Fig. 5. Resultado experimental: Transitório das correntes estatóricas durante um degrau na referência de potência.

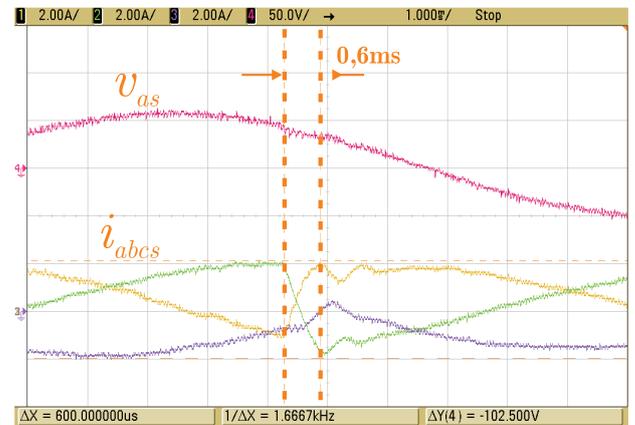


Fig. 6. Resultado Experimental: Transitório das correntes estatóricas durante um degrau na referência de potência.

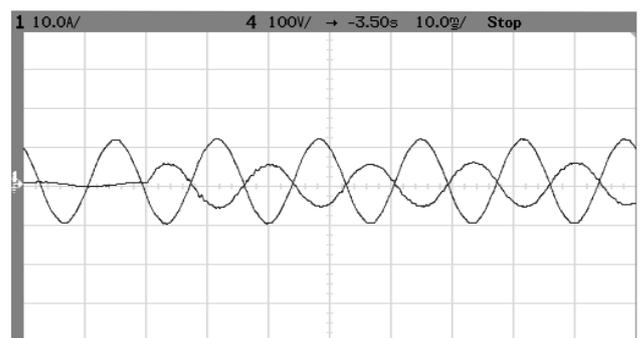


Fig. 7. Tensão e corrente na fase *a*, operação com fator de potência unitário.

A Figura 8(a) mostra o resultado simulado enquanto a (b) o respectivo resultado experimental, ambos os resultados sem suporte de reativos. É possível notar no resultado experimental um comportamento semelhante aos obtidos por simulação. Esse resultado demonstra que com o controlador proposto

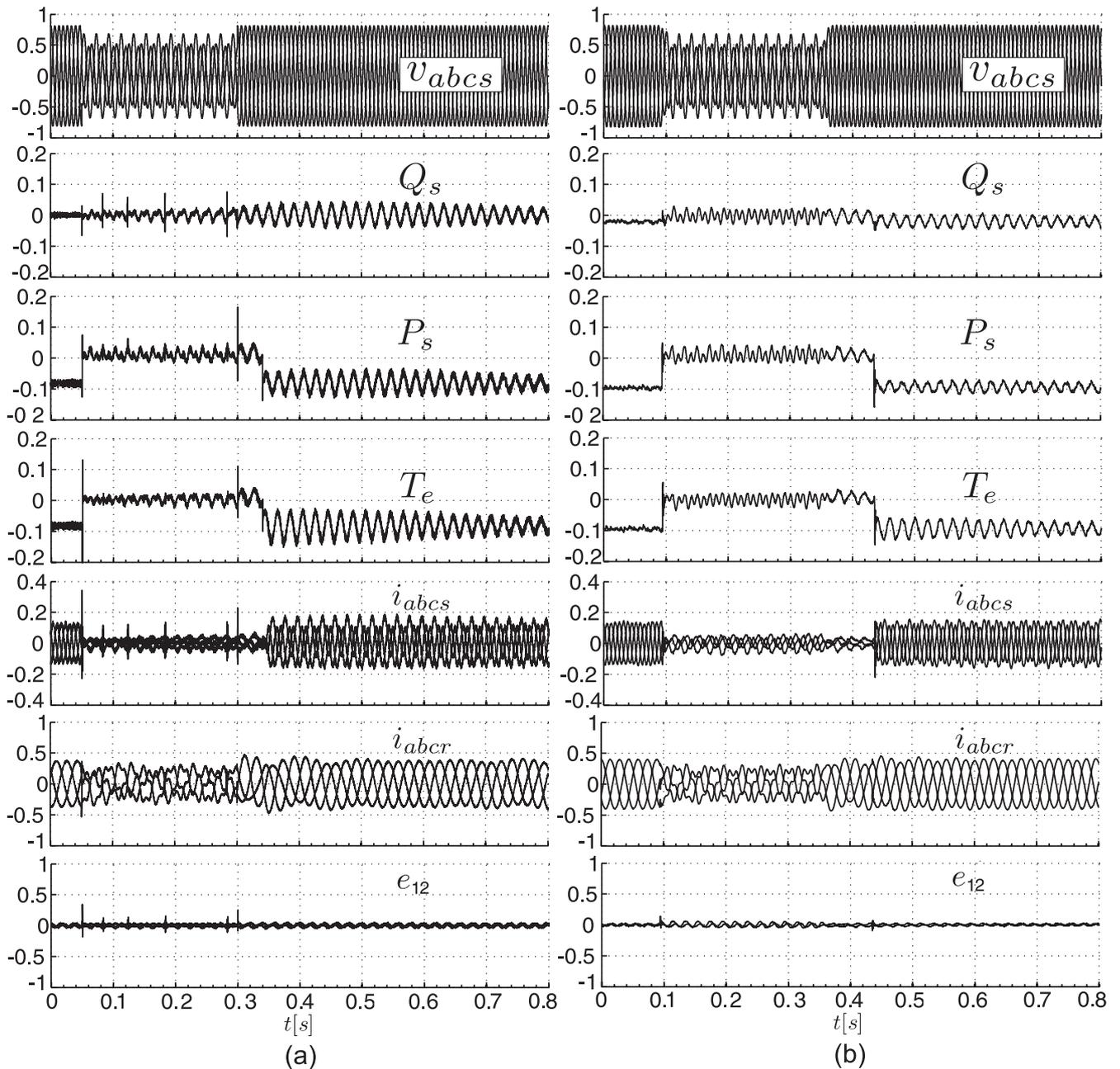


Fig. 8. Resultado experimental e simulado de um GIDA frente a uma queda desequilibrada de tensão (a) resultado de simulação sem suporte de reativos e (b) resultado experimental sem suporte de reativos.

o GIDA é capaz de se manter conectado à rede elétrica durante afundamentos de tensão assimétricas o que atende a uma grande quantidade de requisitos de rede dentre eles o do Brasil [38]. Porém, de acordo com novos códigos em alguns países como Alemanha, as fazendas eólicas devem ser capazes de fornecer corrente reativa durante afundamentos de tensões. A Figura 9(a) mostra novamente um resultado de simulação e a (b) o respectivo resultado experimental onde o suporte de reativos foi incluído. Uma rápida troca do ponto de operação das potências ativa e reativa é mostrado durante a queda de tensão. É possível notar que o GIDA com o controlador proposto é capaz de seguir as trocas de referência

de potência rapidamente mesmo durante faltas assimétricas. Os resultados obtidos experimentalmente confirmam o ótimo desempenho dinâmico.

VI. CONCLUSÕES

Esse artigo apresenta um novo controlador não linear baseado em modos deslizantes em eixos estacionários para controle do GIDA conectado a rede elétrica. O modelo dinâmico nominal do GIDA é obtido a partir das equações lineares da tensão e do fluxo do gerador, também é incluindo um termo que representa as incertezas e distúrbios do lado da rede elétrica. Uma metodologia de projeto do controlador

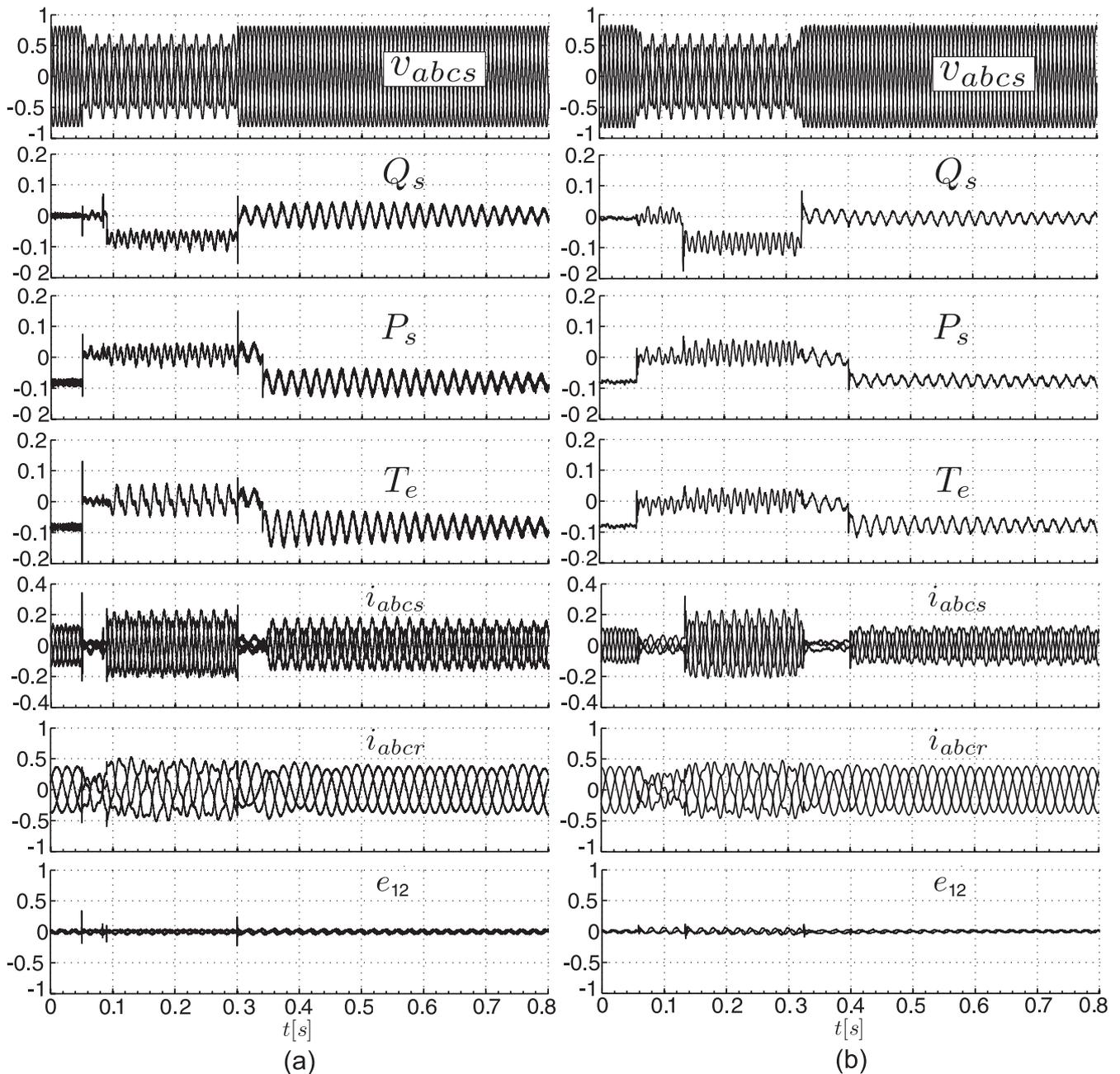


Fig. 9. Resultado experimental e de simulação de um GIDA frente a uma queda desequilibrada de tensão (a) resultado simulado com o suporte de reativos e (b) resultado experimental com suporte de reativos.

que facilita também a análise da estabilidade do GIDA frente a incertezas é apresentada em detalhes. O controle proposto apresenta uma rápida resposta dinâmica e com isso melhora o comportamento do GIDA durante afundamentos de tensão no PC. Esse artigo demonstra que com o controlador proposto diferentes objetivos podem ser facilmente atingidos, tal como, controle das potências do estator e correto suporte de corrente reativa durante afundamentos desequilibrados de tensão.

É importante salientar que as correntes do rotor são controladas durante todo o intervalo de tempo, especialmente durante os primeiros e últimos instantes do transitório de tensão onde o controle é mais crítico. Esse controle permite

uma operação com a mínima ativação da proteção crowbar do conversor o que significa um aumento da capacidade de sobrevivência ao afundamento de tensão. Os resultados experimentais confirmam a análise apresentada.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq (projeto número 201553/2008-2) pelo apoio financeiro e pelo incentivo ao ensino de qualidade. Um agradecimento especial ao Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy Systems Technology (IWES) e a Universidade de Kassel

pela assistência durante esse processo de investigação, a Comissão Européia pelo suporte as atividades no NoE DERlab (SES6-CT-2005-518299 acesse <http://www.der-lab.net>).

APÊNDICE

TABELA I
Parâmetros do GIDA e os valores de base

Valores Nominiais do GIDA			
Potência Nominal	P_n	10kVA	
Tensão Nominal (Y)	$V_{rms,f-f}$	400V	
Corrente Nominal	I_n	15A	
Frequência Nominal	f_n	50Hz	
Número de Pares de Pólos	n_p	2	
Valores de Base			
Tensão de Base	V_b	200V	
Corrente de Base	I_b	15A	
Impedância de Base	$Z_b = V_b/I_b$	13,8 Ω	
Frequência de Base	$\omega_b = 2\pi 50$	315 rad/s	
Parâmetros do GIDA			
Resistência do Estator	r_s	0,8 Ω	\Leftrightarrow 0,057p.u
Resistência do Rotor	r_r	1 Ω	\Leftrightarrow 0,072p.u
Indutância de Dispersão	L_{ls}	1,0mH	\Leftrightarrow 0,022p.u
Indutância de Dispersão	L_{lr}	1,0mH	\Leftrightarrow 0,022p.u
Indutância de Magnetização	M	100mH	\Leftrightarrow 2,3p.u
Capacitância do Barramento	C_{dc}	4700uF	\Leftrightarrow 20p.u

REFERÊNCIAS

- [1] S. Muller, M. Deicke, and R. De Doncker, "Doubly fed induction generator systems for wind turbines," *Industry Applications Magazine, IEEE*, vol. 8, no. 3, pp. 26–33, May/June 2002.
- [2] R. Datta and V. Ranganathan, "A simple position-sensorless algorithm for rotor-side field-oriented control of wound-rotor induction machine," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 48, no. 4, pp. 786–793, Aug 2001.
- [3] G. Poddar and V. Ranganathan, "Sensorless double-inverter-fed wound-rotor induction-machine drive," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 53, no. 1, pp. 86–95, Feb. 2005.
- [4] J. Carrasco, L. Franquelo, J. Bialasiewicz, E. Galvan, R. Guisado, M. Prats, J. Leon, and N. Moreno-Alfonso, "Power-electronic systems for the grid integration of renewable energy sources: A survey," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 53, no. 4, pp. 1002–1016, June 2006.
- [5] E. Muljadi, D. Yildirim, T. Batan, and C. Butterfield, "Understanding the unbalanced-voltage problem in wind turbine generation," *Industry Applications Conference, 1999. Thirty-Fourth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 1999 IEEE*, vol. 2, pp. 1359–1365 vol.2, 1999.
- [6] E. Tremblay, A. Chandra, P. Lagace, and R. Gagnon, "Study of grid-side converter control for grid-connected dfig wind turbines under unbalanced load condition," in *Industrial Electronics, 2006 IEEE International Symposium on*, vol. 2, July 2006, pp. 1619–1624.
- [7] Krogsgaard and B. T. Madsen, in *Ten Year Review of International Wind Power Industry 1995 to 2004, New forecast for 2015 Long term Scenario for 2025.*, BTM Consult ApS, www.btm.dk, 2005.
- [8] —, in *International Wind Energy Development, World Market Update 2007, Forecast 2008-2012.*, BTM Consult ApS, www.btm.dk, 2008.
- [9] J. P. da Costa, "Contribution to study of doubly-fed induction generators used in grid connected wind turbines," Master Thesis on Electrical Engineering, Universidade Federal de Santa Maria, 2006.
- [10] F. Runcos, "Gerador eolico," *Relatorio Tecnico WEG*, vol. 1, no. 1, pp. 1–9, Febr 2000.
- [11] A. Petersson, L. Harnfors, and T. Thiringer, "Comparison between stator-flux and grid-flux-oriented rotor current control of doubly-fed induction generators," in *Power Electronics Specialists Conference*, vol. 1, 2004, pp. 482–486.
- [12] J. P. da Costa, "Contribuição ao estudo da máquina assíncrona trifásica duplamente alimentada aplicada a aerogeradores de velocidade variável," Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, RS, Brasil, 2006.
- [13] R. de Oliveira, J. da Silva, and S. Silva, "Desenvolvimento de uma nova estratégia de controle de potência reativa em gerador de indução de dupla alimentação para turbinas eólicas," *Revista Eletrônica de Potência, 2008. iSOBRAEP 2008.*, vol. 13, no. 4, pp. 277–284, Aug 2008.
- [14] R. Fadaeinedjad, G. Moschopoulos, and M. Moallem, "Voltage sag impact on wind turbine tower vibration," *Power Engineering Society General Meeting, 2007. IEEE*, pp. 1–8, 24-28 June 2007.
- [15] S. Papathanassiou and M. Papadopoulos, "Mechanical stresses in fixed-speed wind turbines due to network disturbances," *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 16, no. 4, pp. 361–367, Dec 2001.
- [16] I. Canay, "Calculation of negative-sequence losses and negative-sequence resistance of turbogenerators," *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, vol. 94, no. 3, pp. 764–773, May 1975.
- [17] J. P. da Costa, J. R. Massing, and H. Pinheiro, "A simple control strategy for doubly-fed induction generator to reduce torque ripple due unbalanced grid voltage," *9th Brazilian Power Electronics Conference*, pp. 608–613, Oct 2007.
- [18] I. Canay, "Calculation of negative-sequence losses and negative-sequence resistance of turbogenerators," *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, vol. 94, no. 3, pp. 764–773, May 1975.
- [19] T. Brekken and N. Mohan, "A novel doubly-fed induction wind generator control scheme for reactive power control and torque pulsation compensation under unbalanced grid voltage conditions," *Power Electronics Specialist Conference, 2003. PESC '03. 2003 IEEE 34th Annual*, vol. 2, pp. 760–764 vol.2, June 2003.
- [20] J. Hu, Y. He, L. Xu, and B. Williams, "Improved control of dfig systems during network unbalance using pi r current regulators," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 56, no. 2, pp. 439–451, Feb. 2009.
- [21] L. Xu and Y. Wang, "Dynamic modeling and control of dfig-based wind turbines under unbalanced network

- conditions,” *Power Systems, IEEE Transactions on*, vol. 22, no. 1, pp. 314–323, Feb. 2007.
- [22] L. Xu, “Coordinated control of dfig’s rotor and grid side converters during network unbalance,” *Power Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 1041–1049, May 2008.
- [23] J. P. da Costa, J. R. Massing, and H. Pinheiro, “Controle do gerador de indução duplamente alimentado durante distúrbios na rede elétrica: Crowbar ativo e suporte de reativos,” *XVII Brazilian Conference on Automatica*, pp. 01–07, Sep 2008.
- [24] A. Luna, F. K. A. Lima, P. Rodriguez, E. H. Watanabe, and R. Teodorescu, “Comparison of power control strategies for dfig wind turbines,” *Industrial Electronics Society, 2008. IECON 2008. 34th Annual Conference of IEEE*, pp. 2131–2136, 10–13 Nov. 2008.
- [25] D. Xiang, L. Ran, P. Tavner, and S. Yang, “Control of a doubly fed induction generator in a wind turbine during grid fault ride-through,” *Energy Conversion, IEEE Transaction on*, vol. 21, no. 3, pp. 652–662, Sept. 2006.
- [26] F. d. A. Lima, E. H. Watanabe, P. Rodríguez, and A. Luna, “Controle de gerador de indução duplamente alimentado diante de afundamento de tensão,” *Revista Eletrônica de Potência, 2009. iSOBRAEP 2009.*, vol. 14, no. 3, pp. 189–199, Aug 2009.
- [27] S. Karimi, A. Gaillard, P. Poure, and S. Saadate, “Fpga-based real-time power converter failure diagnosis for wind energy conversion systems,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 55, no. 12, pp. 4299–4308, Dec. 2008.
- [28] P. C. Krause, *Analysis of electric machinery*. New York: McGraw-Hill, 1986.
- [29] V. I. Utkin, *Sliding Modes in Control Optimization*. Springer-Verlag, 1992, vol. 2.
- [30] H. K. Khalil, *Nonlinear Systems*. Prentice-Hall, 1996, vol. 2.
- [31] L. C. de Souza Marques, “Estudo do controle avançado do motor de indução: Teoria e experimentação,” Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil, 2001.
- [32] AESO, in *Wind Power Facility - Technical Requirements, Alberta Electric System Operator-AESO*, <http://www.aeso.ca>, 2004.
- [33] GB, in *The Grid Code: Electricity Codes, Regulatory Frameworks, National Grid Electricity Transmission plc*, <http://www.nationalgrid.com/uk>, 2007.
- [34] E.ON-Netz, in *Grid Code, High and extra high voltage, E.ON Netz GmbH, Bayreuth*, <http://www.eon.de>, 2006.
- [35] BDEW, in *Generating Plants Connected to the Medium Voltage Network, Bundesverband der Energie und Wasserwirtschaft e.V.*, <http://www.bdew.de>, 2008.
- [36] Eltra&Elkraft, in *Technical Regulations TF 3.2.6: Wind turbines connected to grids with voltages below 100 kV, Technical regulations for the properties and the control of wind turbines*, <http://www.eltra.dk>, 2004.
- [37] BOE, in *Requisitos de respuesta frente a huecos de tensión de las instalaciones eólicas, Boletín Oficial Del Estado*, www.ree.es, 2006.
- [38] ONS, in *Procedimentos de Rede PROREDE - Operador Nacional do Sistema*, <http://www.ons.org.br>, May 2002, Requisitos Técnicos.
- [39] “Math works company, <http://www.mathworks.com>.”

DADOS BIOGRÁFICOS

Jean Patric da Costa, nascido em Novembro de 1979 em Santa Maria, Brasil é engenheiro eletricitista (2004), mestre (2006) pela Universidade Federal de Santa Maria (UFSM). Atualmente é aluno de doutorado do Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Maria e atua como cientista visitante no Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy Systems Technology (IWES) na Universidade de Kassel na Alemanha como parte do programa de doutorado sanduíche. Suas áreas de interesse incluem eletrônica de potência, sistemas de geração eólica, energia renovável entre outros.

Humberto Pinheiro, nascido em Santa Maria, Brasil, em 1960 é engenheiro eletricitista (1983) pela Universidade Federal de Santa Maria, Brasil, mestre (1987), pela Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, e Ph.D (1999) pela Concordia University, Canadá. Atualmente é professor associado ao departamento de eletrônica e computação da Universidade Federal de Santa Maria, Brasil. Suas áreas de interesse incluem controle de fontes ininterruptas de energia e sistemas de geração eólica.

Gunter Arnold worked from 1994 to 2006 at Kassel University and from 2006 to 2008 as a product manager for power quality instruments. He has a diploma in electrical engineering from the Technical University of Darmstadt, Germany and a Ph.D. from Kassel University. Since 2008, Gunter has worked as a scientist at Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy Systems Technology (IWES), mainly researching topics focussed on grid supporting features of PV inverters and testing procedures for grid integration of distributed generators.

Thomas Degner is researcher at Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy Systems Technology (IWES), Kassel and leading the Group Electricity Grids within the R&D Division Engineering and Power Electronics. He is coordinator of the European Network of Excellence of DER Laboratories DERlab and active in the CENELEC working group WG03 of TC8X concerning grid connection requirements for distributed generators. His research activities include microgrids, ancillary services, interconnection requirements and testing procedures as well as network protection concepts for distribution networks with distributed generators. Before joining ISET in 1998 he was at Oldenburg University (1993 - 1998) in the renewable energy group with research in the field of wind diesel hybrid systems and solar radiation data assessment from satellite images. From 1991 to 1993 he was PhD student at German Institute for Wind Energy. He holds a diploma in Physics (1989) and received his PhD (1996) for a work concerning layout and control of wind diesel hybrid systems.