

# MODELO SIMPLIFICADO PARA AEROGERADORES EQUIPADOS COM GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO

Francisco Kleber de A. Lima<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Universidade Federal do Ceará  
C.P. 6001, Fortaleza-CE  
Brasil  
klima@dee.ufc.br

Edson H. Watanabe<sup>2</sup>

<sup>2</sup>Universidade Federal do Rio de Janeiro  
C.P. 68504, Rio de Janeiro-RJ  
Brasil  
watanabe@coe.ufrj.br

Pedro Rodríguez<sup>3</sup>

<sup>3</sup>Universitat Politècnica de Catalunya  
C.P. 8222, Terrassa-BCN  
Spain  
prodiguez@ee.upc.edu

Álvaro Luna<sup>3</sup>

<sup>3</sup>Universitat Politècnica de Catalunya  
C.P. 8222, Terrassa-BCN  
Spain  
luna@ee.upc.edu

**Resumo** - Este artigo propõe um novo modelo para aerogeradores baseados em gerador de indução duplamente alimentado (DFIG). O modelo proposto simplifica o modelo de 5ª ordem, levando em consideração determinadas condições que serão discutidas ao longo deste trabalho. A partir destas considerações foram originadas expressões simples para o cálculo das correntes injetadas através do estator, em função das correntes do rotor e da tensão na rede. A dedução detalhada do modelo proposto é apresentada neste trabalho. A fim de demonstrar a sua confiabilidade, quando comparado com o modelo de ordem completa, estudos de casos realizados em um protótipo com potência de 7,5 kW são apresentados, explorando condições de transitórios na tensão da rede elétrica e velocidade do vento.

**Palavras-Chave** – DFIG, Geração eólica, Sistemas de ordem reduzida, Controle orientado pelo campo.

## SIMPLIFIED MODEL FOR WIND TURBINES EQUIPPED WITH DOUBLY-FED INDUCTION GENERATOR

**Abstract** – This paper proposes a new model for wind turbines based on doubly-fed induction generator (DFIG). The proposed model simplifies the fifth-order model, taking into consideration certain conditions which will be discussed throughout this work. From these considerations were derived simple expressions for calculating the current injected through the stator, depending on the rotor currents and grid voltage. The detailed deduction of simplified model is presented in this work. In order to demonstrate its reliability compared to a complete model, case studies conducted in an experimental prototype with a rated power equal to 7.5 kW are presented, exploring transient conditions in the grid voltage and speed wind.

**Keywords** – DFIG, Wind power generation, Reduced order systems, Field-oriented control.

---

Artigo submetido em 01/11/2010. Revisado em 13/01/2011. Aceito para publicação em 17/02/2011 por recomendação do editor João Onofre P. Pinto.

## I. INTRODUÇÃO

A geração de energia a partir dos ventos tem aumentado significativamente nos últimos anos e hoje conta com mercados em crescimento na Europa, América do Norte e Ásia. Experiências em países com alta penetração de geração eólica demonstram que este cenário é técnica e economicamente viável. No entanto, a rápida expansão da geração eólio-elétrica tornou necessário redesenhar os requisitos dos códigos de rede existentes. Os Operadores dos Sistemas (OS) procuram agora mais confiabilidade nas tecnologias de geração eólica e, como consequência, as normas sobre a conexão, operação e manutenção de usinas, estão se tornando mais restritivas.

Na maioria dos casos, estes requisitos têm foco na controlabilidade da potência, na qualidade de energia, e na capacidade do aerogerador permanecer conectado à rede durante determinadas falhas. Esta última característica é também conhecida como *low voltage ride-through* (LVRT) [1]-[5]. Alguns códigos de rede foram ainda mais longos, e também exigem o aumento da potência reativa durante um distúrbio, a fim de proporcionar suporte à tensão no ponto de conexão comum (PCC), como nos casos alemão e espanhol.

Atualmente, os aerogeradores de velocidade variável baseados em máquinas de indução duplamente alimentada (DFIG), e controlado por conversores CA-CC-CA, ou *back-to-back*, constituem quase 50% dos aerogeradores de parques eólicos instalados mundialmente em terra (*on-shore*), como afirma Blaabjerg [6]. Conforme explicado por De Doncker [7], o sucesso deste tipo de aerogerador se deve ao fato de ele oferecer boa solução para controlar a geração de energia ativa, assim como a energia reativa em uma escala razoável, que compreende 30% da potência nominal do gerador.

Apesar da operação de aerogeradores baseados em DFIG (vide Figura 1) ser satisfatória em condições equilibradas da tensão da rede elétrica, o seu funcionamento é fortemente afetado por afundamentos ou desequilíbrios da tensão no PCC. Sob tais condições, o transitório eletromagnético do DFIG dá origem a sobrecorrentes elevadas no conversor, que pode provocar o seu desligamento, a fim de evitar danos aos semicondutores.

Este modo de funcionamento impede o aerogerador de cumprir requisitos como o LVRT, isto porque estando o conversor desligado, nenhum controle poderá ser realizado.

Diferentes autores têm publicado soluções a fim de aumentar a capacidade LVRT deste tipo de aerogerador, em condições transitórias [2],[4],[8]-[10].

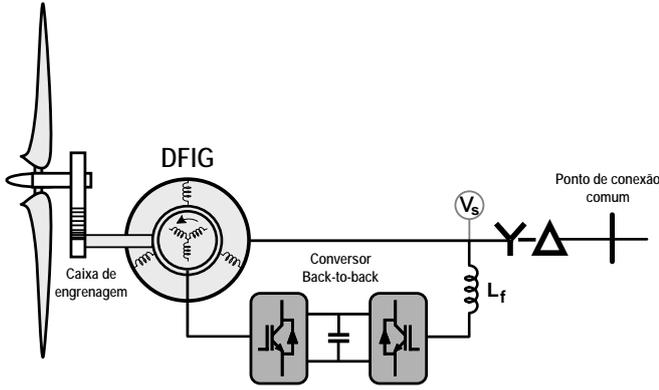


Fig. 1. Aerogerador baseado em DFIG.

Grande parte dessas soluções é baseada na execução de funcionalidades avançadas existentes tanto nos conversores do lado da rede quanto do lado da máquina. Em todos os casos, verifica-se que um estudo preciso sobre o desempenho do gerador é necessário, a fim de propor soluções confiáveis.

Além disso, o modelo clássico de 5ª ordem do DFIG dá lugar a expressões complicadas, ao avaliar a máquina em condições de transitórios na tensão da rede, algo que não contribui para a realização de um estudo analítico simples. Por outro lado, um modelo simplificado favorece esse estudo, principalmente, quando há necessidade da simulação de grandes parques eólicos, que para determinados casos, especialmente quando se utilizam modelos de ordem elevada, pode representar uma limitação, dado o esforço computacional e o tempo de resposta envolvido em tal processo.

Diante desse contexto, este artigo é dedicado a apresentar um novo modelo simplificado para o DFIG, que permite estimar, de maneira mais intuitiva, o comportamento deste gerador, a fim de possibilitar estudos precisos de grandes parques eólicos baseados nessas máquinas, inclusive contemplando situações de falha na tensão da rede.

## II. MODELAGEM CLÁSSICA DA MÁQUINA

Esta seção apresenta a modelagem matemática clássica do DFIG, considerando as variáveis do gerador no referencial  $dq$  síncrono. As equações para os enrolamentos do estator e rotor da máquina podem ser escritas como:

$$v_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} - \omega_s \psi_{sq}, \quad (1)$$

$$v_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} + \omega_s \psi_{sd}, \quad (2)$$

$$v_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d\psi_{rd}}{dt} - \omega_{slip} \psi_{rq}, \quad (3)$$

$$v_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d\psi_{rq}}{dt} + \omega_{slip} \psi_{rd}. \quad (4)$$

As equações dos fluxos magnéticos do estator e rotor no referencial síncrono podem ser escritas como:

$$\psi_{sd} = L_s i_{sd} + L_m i_{rd}, \quad (5)$$

$$\psi_{sq} = L_s i_{sq} + L_m i_{rq}, \quad (6)$$

$$\psi_{rd} = L_r i_{rd} + L_m i_{sd}, \quad (7)$$

$$\psi_{rq} = L_r i_{rq} + L_m i_{sq}. \quad (8)$$

Substituindo (5)-(8) em (1)-(4) é possível obter um modelo de espaço de estado com base nas componentes das correntes.

Uma vez determinadas as correntes do rotor e do estator, o torque eletromagnético, e as potências ativa e reativa no estator, podem ser calculadas como segue:

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{L_m}{L_s} p (\psi_{sq} i_{sd} - \psi_{sd} i_{sq}), \quad (9)$$

$$P_s = v_{sd} i_{sd} + v_{sq} i_{sq}, \quad (10)$$

$$Q_s = v_{sd} i_{sq} - v_{sq} i_{sd}. \quad (11)$$

A expressão que representa a dinâmica mecânica do sistema é dada por

$$J \frac{d\omega_r}{dt} + B\omega_r = T_{mec} - T_e. \quad (12)$$

Assim, as expressões (1)-(4), bem como, a expressão (12) constituem o modelo de 5ª ordem do DFIG.

### A. Controle Vetorial Orientado pelo Campo

Um método eficiente para se controlar de forma independente as potências ativa e reativa de sistemas de energia eólica baseados em DFIG, é através da utilização do controle vetorial orientado pelo campo (FOC) [11]-[20].

Assim, o controle vetorial emprega o referencial do vetor fluxo do estator, que, uma vez alinhado, as variáveis de controle tornam-se quantidades contínuas, sendo possível a sua regulação através de controladores PI.

A Figura 2 mostra o diagrama vetorial do sistema de referência considerado nesta análise.

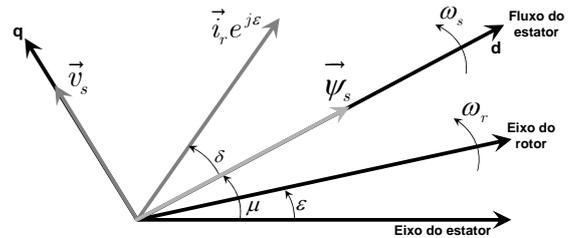


Fig. 2. Diagrama vetorial no referencial  $dq$  síncrono.

De acordo com a Figura 2, considerando que a resistência do estator é suficientemente baixa, as seguintes hipóteses podem ser consideradas:

- i) a tensão do estator tem uma única componente no eixo  $q$ , portanto,  $v_{sd} = 0$ ;
- ii) o fluxo magnético do estator é totalmente alinhado com o eixo  $d$ , então  $\psi_{sq} = 0$ .

Como consequência dessas considerações, as expressões das potências ativa e reativa do estator podem ser reduzidas para:

$$P_s = v_{sq} i_{sq}, \quad (13)$$

$$Q_s = -v_{sq} i_{sd}. \quad (14)$$

Outra consequência do alinhamento do fluxo magnético ao eixo direto é que as componentes direta e em quadratura das correntes do estator, podem ser escritas em função das correntes de rotor [11]-[12], como segue:

$$i_{sq} = -\frac{L_m}{L_s} i_{rq}, \quad (15)$$

$$i_{sd} = \frac{\psi_{sd}}{L_s} - \frac{L_m}{L_s} i_{rd}. \quad (16)$$

Substituindo (15) em (13), obtém-se:

$$P_s = -v_{sq} \frac{L_m}{L_s} i_{rq}, \quad (17)$$

Analisando (17), observa-se que através da corrente em quadratura do rotor é possível controlar a potência ativa do estator, desde que a tensão na rede permaneça constante.

Substituindo (16) em (14), obtém-se:

$$Q_s = -v_{sq} \left( \frac{\psi_{sd}}{L_s} - \frac{L_m}{L_s} i_{rd} \right). \quad (18)$$

Com alguma manipulação matemática, a expressão para a potência reativa do estator pode ser representada por:

$$Q_s = -\frac{v_{sq}^2}{\omega_s L_s} + \frac{L_m}{L_s} v_{sq} i_{rd}. \quad (19)$$

Na expressão (19), a primeira parcela representa, aproximadamente, a potência reativa de magnetização da máquina, que pode ser considerada constante, para o regime permanente da tensão do estator. Desta equação, observa-se ainda que através do controle da componente direta da corrente do rotor é possível controlar a potência reativa estatórica do aerogerador.

### III. MODELO SIMPLIFICADO DO DFIG

O objetivo desta seção consiste em simplificar o modelo de 5ª ordem, discutido na Seção II, com o objetivo de se formular um modelo de ordem inferior, capaz de representar aerogeradores baseados em DFIG tanto em regime permanente quanto em transitórios da tensão da rede, e velocidade do vento.

Como mostrado em algumas publicações [22]-[25], o modelo de 5ª ordem é uma ferramenta útil para representar o comportamento do gerador como uma máquina elétrica. No entanto, sob determinadas condições, a serem discutidas ao longo desta seção, é possível reduzir o modelo de 5ª ordem do DFIG, sem, contudo, comprometer sua precisão.

#### A. Análise do Modelo Simplificado

Assumindo que o sistema descrito por (1)-(8) é linear, estas equações podem ser combinadas, e após a aplicação da transformada de Laplace, é possível obter as correntes do estator no sistema de referência síncrono, como segue [19]:

$$i_{sd}(s) = \frac{(L_s s + R_s) v_{sd} + \omega_s L_s v_{sq}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} - \frac{(L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{rd} - R_s \omega_s L_m i_{rq}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)}, \quad (20)$$

$$i_{sq}(s) = \frac{-\omega_s L_s v_{sd} + (L_s s + R_s) v_{sq}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} - \frac{R_s \omega_s L_m i_{rd} + (L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{rq}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)}. \quad (21)$$

As equações (20) e (21) podem ser simplificadas, considerando as condições indicadas na Seção II-A. Significa dizer que componente em quadratura do fluxo magnético do estator é nula, e a componente  $v_{sd}$  é desprezada. Diante disso, as equações (20) e (21) podem ser reescritas como

$$i_{sd}(s) = \frac{\omega_s L_s v_{sq}}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s} - \frac{(L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{rd} - R_s \omega_s L_m i_{rq}}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s}, \quad (22)$$

e

$$i_{sq}(s) = \frac{(L_s s + R_s) v_{sq}}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s} - \frac{R_s \omega_s L_m i_{rd} + (L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{rq}}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s}. \quad (23)$$

Outra simplificação admitida é o fato de os termos cruzados das correntes do rotor,  $i_{rq}$  em (22) e  $i_{rd}$  em (23), serem desprezíveis devido ao baixo valor do coeficiente  $R_s \omega_s L_m$ , quando comparado com o denominador  $(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s$ . Isto significa que

$$\frac{R_s \omega_s L_m}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s) L_s} \cong 0. \quad (24)$$

Finalmente, foi considerado que o quociente presente nos termos de  $i_{rd}$  em (22) e  $i_{rq}$  em (23), é praticamente unitário:

$$\frac{(L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s)}{(L_s s^2 + 2R_s s + \omega_s^2 L_s)} \cong 1. \quad (25)$$

De acordo com a simplificação representada por (25), as dependências entre  $i_{sd}$  com respeito a  $i_{rd}$ , assim como  $i_{sq}$  com respeito a  $i_{rq}$  não experimentam dinâmica.

O resultado de todas essas simplificações para o modelo de 5ª ordem, resulta no modelo proposto neste trabalho que é representado por

$$i_{sd}(s) = \frac{1}{L_s} \frac{\omega_s}{s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2} v_{sq} - \frac{L_m}{L_s} i_{rd}, \quad (26)$$

e

$$i_{sq}(s) = \frac{1}{L_s} \frac{L_s s + R_s}{s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2} v_{sq} - \frac{L_m}{L_s} i_{rq}. \quad (27)$$

Para o modelo proposto, as correntes do rotor e a tensão do estator são variáveis de entrada, sendo que aquelas são

controladas pelo conversor do lado do rotor, enquanto  $v_{sq}$  depende do comportamento da rede.

As equações (26) e (27) mostram que, para variações da tensão do estator, as componentes  $dq$  das correntes do estator no referencial síncrono oscilam na frequência da rede elétrica, oscilação que por sinal é pobremente amortecida devido ao baixíssimo valor da resistência estática  $R_s$  (valores típicos em torno de 0,005 pu). Esse fenômeno pode ser observado durante um afundamento da tensão da rede (*voltage sag*) [26]-[27]. Caso este afundamento seja balanceado, as correntes estáticas em  $dq$ , oscilam com frequência  $\omega_s$ . Contudo, se o afundamento da tensão do estator for desbalanceado, isto é, com a presença de componentes de sequência negativa, existirá também oscilação na frequência de  $2\omega_s$  presentes em  $v_{sd}$  e  $v_{sq}$ . Assim, diante de afundamentos de tensão desbalanceados, as componentes  $dq$  das correntes do estator apresentarão composições de frequência em  $\omega_s$  e  $2\omega_s$ .

Este fenômeno estará presente nas correntes do estator e consequentemente no torque elétrico da máquina, como foi mostrado em [20].

Para a condição de regime permanente da tensão no estator, o modelo apresentado em (26) e (27) é reduzido para

$$\dot{i}_{sd} = \frac{1}{L_s \omega_s} v_{sq} - \frac{L_m}{L_s} \dot{i}_{rd}, \quad (28)$$

e

$$\dot{i}_{sq} = \frac{R_s}{L_s \omega_s^2} v_{sq} - \frac{L_m}{L_s} \dot{i}_{rq}. \quad (29)$$

Analizando (29), pode-se concluir que o factor multiplicativo da componente em quadratura da tensão do estator tende a zero, uma vez que  $R_s \ll L_s \omega_s^2$ . Esta equação pode ser reduzida para

$$\dot{i}_{sq} = -\frac{L_m}{L_s} \dot{i}_{rq}. \quad (30)$$

A equação (30) mostra a dependência linear entre as componentes em quadratura das correntes do estator e rotor.

Por outro lado, na expressão (28), que define o comportamento de  $\dot{i}_{sd}$  em regime permanente, existem dois termos: o primeiro, considerando as condições de estado estacionário, está relacionado com a corrente de magnetização, enquanto que o segundo exprime a dependência linear entre as correntes do estator e rotor no eixo direto.

Analizando as expressões (28) e (30) constata-se que estas estão totalmente de acordo com as expressões apresentadas em (15) e (16).

Contudo, a modelagem matemática apresentada neste trabalho, expressões (26) e (27), vai mais além, quando propõe um modelo simplificado capaz de prevê o comportamento de aerogeradores baseados em DFIG, inclusive, em situações de perturbação na tensão da rede.

## IV. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Com o objetivo de validar o modelo simplificado proposto neste trabalho, foram realizados ensaios em um protótipo montado em laboratório. Os parâmetros do arranjo experimental estão mostrados na TABELA I.

Foram contemplados quatro cenários para os ensaios, que são descritos a seguir.

### A. Regime Permanente da Tensão da Rede: Variação de Potência Ativa

Neste ensaio, a tensão da rede elétrica se encontrava em regime permanente, somente com presença de sequência positiva, com módulo e frequência constantes. Então a referência de potência ativa do estator experimentou variação em degrau, de 50 W para 1300 W. As comparações entre as correntes do estator medida em bancada, e estimada pelo modelo proposto são mostradas a seguir.

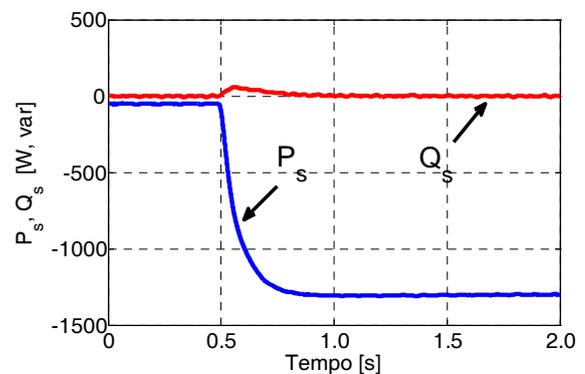


Fig. 3. Comportamento das potências ativa e reativa do estator.

O comportamento das correntes do rotor e do estator, medida em bancada, está mostrado nas Figuras 4(a) e 4(b).

A Figura 4(c) mostra o comportamento da componente em quadratura da corrente no estator, estimada pelo modelo proposto.

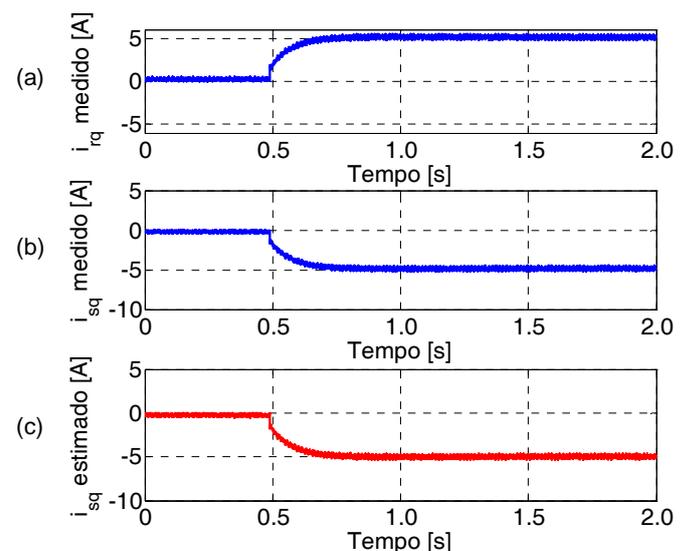


Fig. 4. Correntes do rotor e estator durante variação de  $P_s$ .

Comparando-se os resultados mostrados nas Figuras 4(b) e 4(c), pode-se verificar a convergência entre a resposta do modelo físico (medido em bancada), e a resposta estimada pelo modelo simplificado, proposto neste trabalho.

### B. Regime Permanente da Tensão da Rede: Variação de Potência Reativa

Neste ensaio foram consideradas as mesmas condições para a tensão da rede elétrica, descrita na Seção IV-A. Porém, desta vez, a potência reativa variou em degrau desde 0 até 1500 var, enquanto que a potência ativa permaneceu nula, como pode ser verificado na Figura 5.

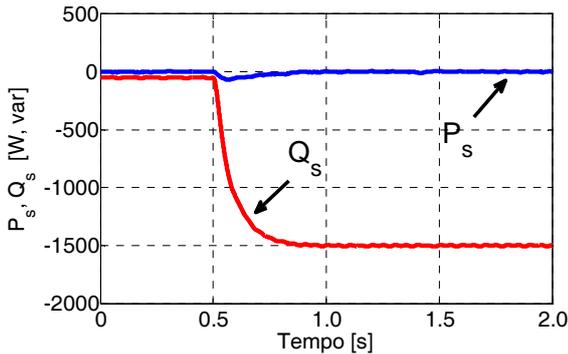


Fig. 5. Comportamento das potências ativa e reativa do estator.

Uma vez que a potência reativa do estator é controlada pela componente direta da corrente do rotor, uma variação nesta provoca mudança naquela.

O comportamento das correntes do rotor e do estator, medida em bancada, está mostrado nas Figuras 6(a) e 6(b).

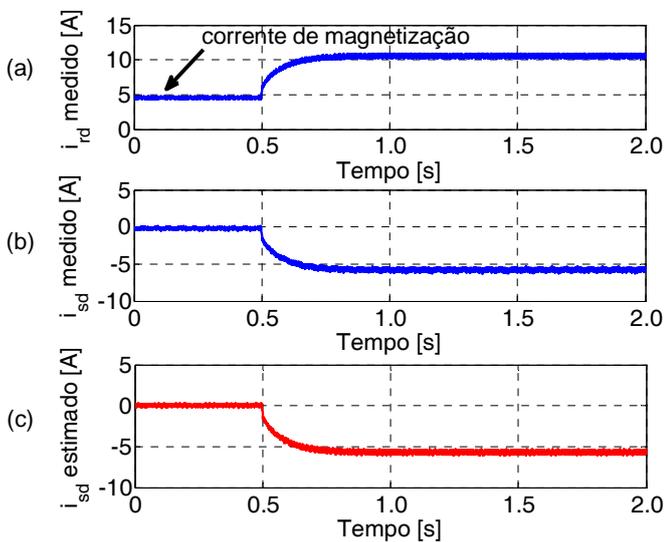


Fig. 6. Correntes do rotor e estator durante variação de  $Q_s$ .

A Figura 6(c) mostra o comportamento da componente direta da corrente no estator, estimada pelo modelo proposto.

Comparando-se os resultados mostrados nas Figuras 6(b) e 6(c), pode-se verificar, em concordância com o que foi mostrado na Seção IV-A, a convergência entre as respostas do modelo físico (medido em bancada), e estimada pelo modelo simplificado, para as correntes do eixo direto.

### C. Regime Transitório da Tensão da Rede: Afundamento Balanceado

Neste ensaio, as potências se mantiveram constantes enquanto que a tensão da rede no ponto de conexão comum sofreu variação.

Foi aplicado um afundamento de tensão no PCC, para 37% do valor nominal, através da partida de um motor de indução. Para tanto, foi utilizado um transformador entre o DFIG e a rede elétrica, a fim de torná-la mais fraca, aproveitando a indutância de dispersão do transformador (1:1). Durante este ensaio, o escorregamento da máquina correspondia a 20%. O comportamento das tensões do estator durante o afundamento está mostrado na Figura 7.

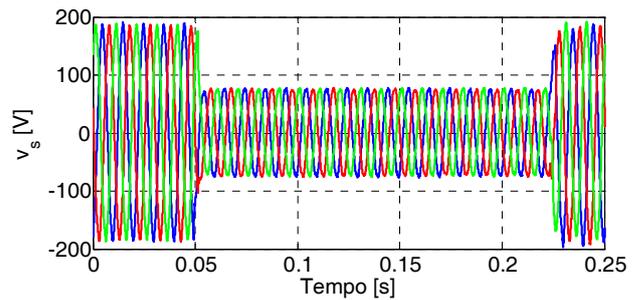


Fig. 7. Tensão no PCC: afundamento de tensão balanceado.

As Figuras 8 e 9 mostram os comportamentos das correntes do estator em coordenadas  $dq$ , medidas em bancada e estimadas pelo modelo proposto, durante o afundamento de tensão mostrado na Figura 7. Foi empregada uma estratégia de controle durante o afundamento de tensão, que permitiu o controle das correntes.

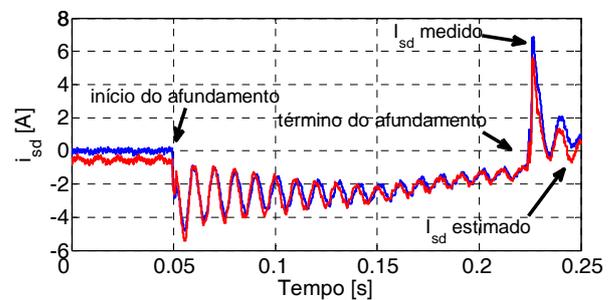


Fig. 8. Componentes  $i_{sd}$  (medida e estimada) durante afundamento.

Para as comparações mostradas nas Figuras 8 e 9 foram calculados os respectivos desvios padrão dos valores estimados, em relação aos valores reais (protótipo).

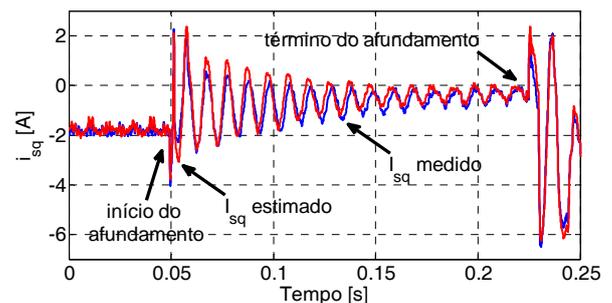


Fig. 9. Componentes  $i_{sq}$  (medida e estimada) durante afundamento.

O desvio padrão correspondente à componente direta da corrente do estator resultou em 0,003715, enquanto que o desvio calculado para a componente em quadratura correspondeu a 0,001416.

Em ambos os casos é possível constatar que as correntes estatóricas obtidas a partir do modelo proposto resultam em aproximações bastante satisfatórias, com respeito aos valores medidos em bancada. Isso permite concluir que o modelo simplificado, pode se tornar uma ferramenta eficaz para estudos de aerogeradores baseados em máquina de indução duplamente alimentada, durante falhas na rede elétrica.

O erro entre os valores gerados pelo modelo e os valores medidos diretamente do protótipo pode ser explicado, pelos graus de incerteza e/ou imprecisão associados à estimação dos parâmetros da máquina.

#### D. Regime Transitório da Tensão da Rede: Afundamento Desbalanceado

Neste último cenário, foi realizado um afundamento de tensão desequilibrado no PCC através da partida de um motor de indução.

A Figura 10 mostra o comportamento da tensão em coordenadas  $abc$  da tensão do estator (PCC), no início do afundamento de tensão.

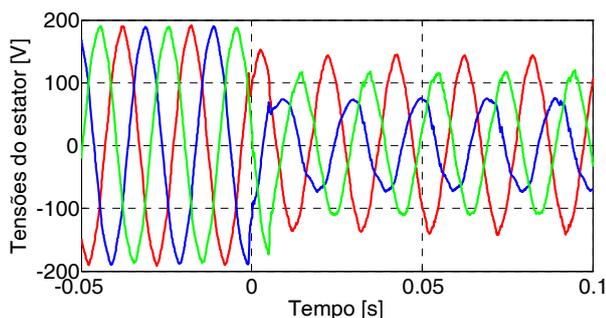


Fig. 10. Tensão no PCC: afundamento de tensão desbalanceado.

Devido à presença de componente de sequência negativa na tensão do estator, suas componentes, em coordenadas  $dq$ , devem apresentar oscilações em  $2\omega_s$ , conforme é mostrado na Figura 11.

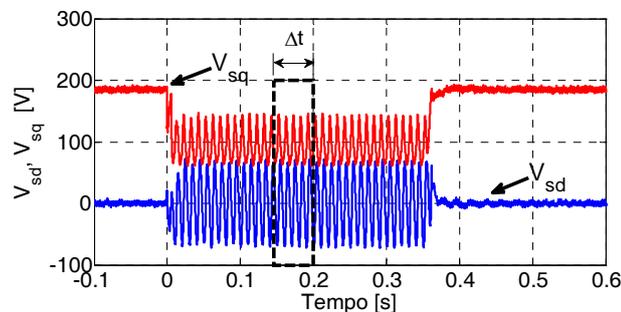


Fig. 11. Comportamento das componentes  $dq$  da tensão do estator.

Estas oscilações podem ser comprovadas, observando-se o detalhe da janela  $\Delta t$ , mostrado na Figura 12.

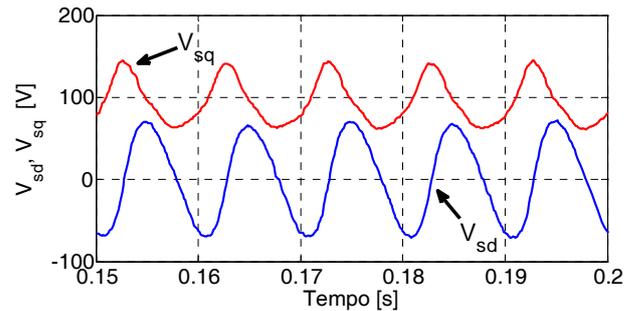


Fig. 12. Detalhe da oscilação nas componentes  $dq$  da tensão do estator.

A Figura 12 mostra oscilações com frequência igual a 100 Hz. Portanto, o dobro da frequência da rede elétrica.

Durante o afundamento de tensão, o comportamento dinâmico das potências ativa e reativa do estator, também foi obtido pelo sistema de aquisição, e está mostrado na Figura 13, a seguir.

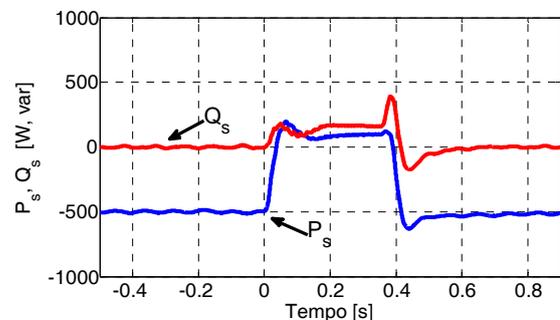


Fig. 13. Comportamento das potências ativa e reativa do estator.

A Figura 14 mostra a comparação entre os valores medido e estimado, da componente direta da corrente do estator. Nesta mesma figura, um detalhe do comportamento dinâmico durante o mesmo afundamento, demonstra a precisão do modelo proposto.

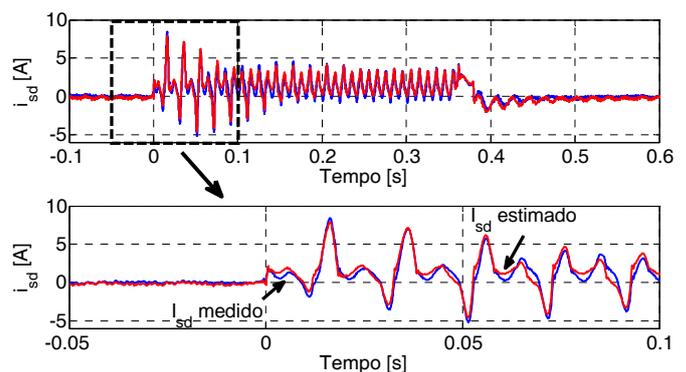


Fig. 14. Comportamento da componente direta da corrente do estator.

A Figura 15 mostra a comparação entre os valores medido e estimado, da componente em quadratura, da corrente do estator. Esta figura, em conformidade com a Figura 14, também sugere que o modelo simplificado pode estimar, com razoável grau de precisão, o modelo real de um DFIG.

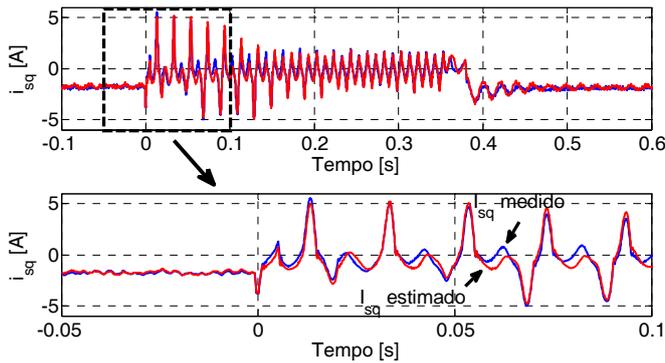


Fig. 15. Comportamento da componente em quadratura da corrente do estator.

A Figura 16 e a Figura 17 mostram, respectivamente, os comportamentos das correntes do estator e rotor, representadas por seus valores coletivos [28].

Na Figura 16(a) o comportamento do valor coletivo da corrente do estator durante um afundamento de tensão desequilibrado é mostrado. Enquanto que nas Figuras 16(b) e 16(c) são mostrados detalhes em dois intervalos de tempos distintos  $\Delta t_1$  e  $\Delta t_2$ .

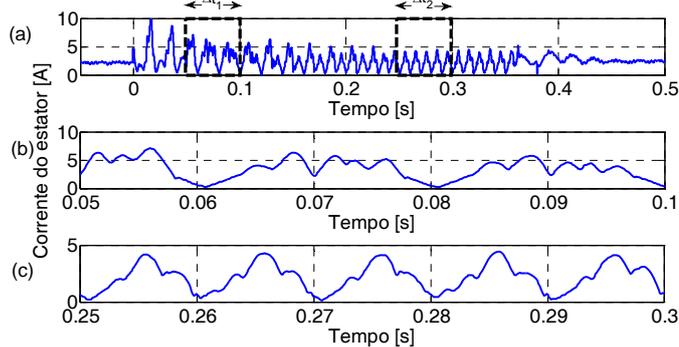


Fig. 16. (a) Valor coletivo da corrente do estator durante um afundamento desequilibrado. (b) Detalhe da janela  $\Delta t_1$ . (c) Detalhe da janela  $\Delta t_2$ .

Na Figura 16(b) é possível observar a presença da composição de frequências tanto em 50 Hz quanto em 100 Hz, como havia sido descrito na Seção III-A.

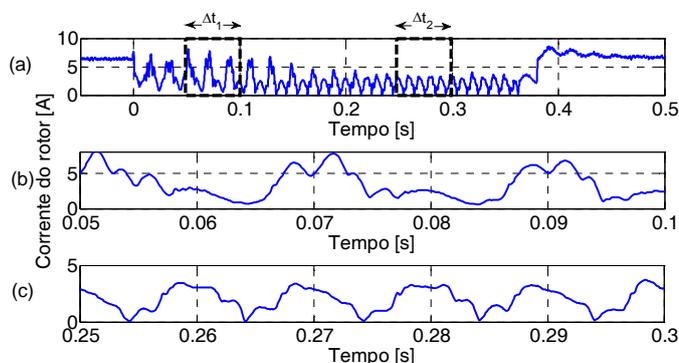


Fig. 17. (a) Valor coletivo da corrente do rotor durante um afundamento desequilibrado. (b) Detalhe da janela  $\Delta t_1$ . (c) Detalhe da janela  $\Delta t_2$ .

A Figura 16(c), por sua vez, mostra a influência somente da frequência de 100 Hz, uma vez que para o intervalo de considerado, a resposta natural do sistema (em 50 Hz) já havia sido totalmente amortecida, restando somente a influência da resposta forçada (100 Hz pela presença de componente de sequência negativa).

Este fenômeno também ocorre no rotor da máquina, como pode ser observado através do valor coletivo da corrente rotórica mostrada na Figura 17.

## V. CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou um modelo analítico simplificado do DFIG cujo principal objetivo foi representar de forma simplificada a máquina de indução duplamente alimentada para aplicações em aerogeradores, inclusive, contemplando cenários de afundamentos de tensões balanceados e desbalanceados na rede elétrica. Segundo a modelagem apresentada, é possível expressar as correntes do estator, no referencial síncrono  $dq$ , como função das correntes do rotor, tanto em condições de perturbações na rede elétrica quanto para o regime permanente desta.

Uma consequência imediata desses resultados é a comprovação de que aerogeradores baseados em DFIG apresentam características de fontes de corrente, desde que o controle vetorial orientado pelo campo seja empregado e que a tensão da rede seja constante.

O modelo foi validado através de simulações no aplicativo PSCAD/EMTDC, e por meio de ensaios cujos resultados experimentais foram extraídos de um protótipo com potência nominal de 7,5 kW, montado em laboratório.

Os resultados sugerem que o modelo apresentado está de acordo com a teoria desenvolvida neste trabalho e representa, dentro de uma margem de erro considerada satisfatória, o sistema real.

## AGRADECIMENTOS

Este projeto foi financiado pelo CNPq (processos 473294/2004-4 e 141079/2005-3) e teve suporte parcial da FAPERJ (Cientista do Nosso Estado).

## APÊNDICE

### DESCRIÇÃO DA BASE EXPERIMENTAL

Com o objetivo de validar toda a teoria descrita neste artigo foi utilizada uma base experimental constituída de: um gerador de indução de rotor bobinado, sistema de controle e aquisição desenvolvido em plataforma DSPACE modelo DS1103 (que operou com frequência de amostragem igual a 10kHz), conversor Danfoss de 5kW/380V, um transformador trifásico para conexão do sistema na rede elétrica, além de um motor de indução de 5kW, utilizado para gerar afundamentos de tensão na rede elétrica.

A TABELA I mostra as especificações do gerador de indução de rotor bobinado utilizado.

**TABELA I**  
**Parâmetros do DFIG**

Características do DFIG	Valores
Potência nominal	7,5 kW
Tensão nominal do estator	220 V
Tensão nominal do rotor	220 V
Frequência nominal do estator	50 Hz
Resistência do estator	0,462 $\Omega$
Resistência do rotor	0,473 $\Omega$
Indutância de disp. do estator	3,93 mH
Indutância de disp. do rotor	3,94 mH
Indutância de magnetização	130,4 mH
Número de pares de pólos	2

Conversores	Valores
Potência nominal	5 kVA
Tensão nominal	380 V
Corrente nominal	7 A

Barramento CC	Valores
Capacitância	4700 $\mu$ F
Tensão CC	500 V

#### REFERÊNCIAS

- [1] A. Petersson, S. Lundberg, T. Thiringer, "A DFIG wind-turbine ride-through system influence on the energy production", *Nordic Wind Power conference*, Göteborg, Mar. 2004.
- [2] I. Erlich, H. Wrede, C. Feltes, "Dynamic Behavior of DFIG-base Wind Turbines during Grid Faults", *Power Conversion Conference*, pp. 1195-1200, Nagoya, Abr. 2007.
- [3] J. Morren, S. W. H. De Haan, "Short-circuit current of wind turbines with doubly fed induction generator", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 22, n° 1, pp. 174-180, Mar. 2007.
- [4] D. Xiang, L. Ran, P. J. Tavner *et al.*, "Control of a doubly-fed induction generator in a wind turbine during grid fault ride-through", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 21, n° 3, pp. 652-662, Set. 2006.
- [5] C. Abbey, G. Joos, "Effect of low voltage ride through (LVRT) characteristic on voltage stability", *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, vol. 2, pp. 1901-1907, San Francisco, Jun. 2005.
- [6] F. Blaabjerg, Z. Chen, *Power Electronics for Modern Wind Turbines*. Morgan & Claypool, 1ª ed., USA, 2006.
- [7] R. W. De Doncker, D. W. Novotny, "The universal field oriented controller", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 30, n° 1, pp. 92-100, 1994.
- [8] L. Xu, "Coordinated Control of DFIG's Rotor and Grid Side Converters during Network Unbalance", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, no 3 (Mai), pp. 1041-1049.
- [9] D. Santos-Martin, J. L. Rodriguez-Amenedo, S. Arnalte, "Direct Power Control Applied to Doubly Fed Induction Generator under Unbalanced Grid Voltage Conditions", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, no 5 (Set), pp. 2328-2336.
- [10] D. Santos-Martin, J. L. Rodriguez-Amenedo, S. Arnalte, "Dynamic Programming Power Control for Doubly Fed Induction Generators", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, n° 5, Set 2008, pp. 2337-2345.
- [11] W. Leonhard, *Control of Electrical Drives*. Springer, 3ª ed., Nova York, 2006.
- [12] E. Levi, "Multiphase Electric Machines for Variable-Speed Applications", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 5, pp. 1893-1909, May 2008.
- [13] Q. Zeng, L. Chang, "An Advanced SVPWM-Based Predictive Current Controller for Three-Phase Inverters in Distributed Generation Systems", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 3, pp. 1235-1246, March 2008.
- [14] R. G. Oliveira, J. L. Silva, S. R. Silva *et al.*, "Desenvolvimento de uma Nova Estratégia de Controle de Potência Reativa em Gerador de Indução de Dupla Alimentação para Turbinas Eólicas", *Revista de Eletrônica de Potência*, vol. 13, n° 4, Dez. 2008, pp. 267-275.
- [15] J. R. Massing, H. Pinheiro, "Small Signal Stability of DFIG Series Grid-Side Converter", *Proc. of COBEP*, pp. 711-718, 2009.
- [16] J. P. da Costa, G. Arnold, T. Degner, H. Pinheiro, "High Performance Controller for DFIG of Grid Connected Wind Turbines", *Power Electronics and Applications*, pp. 1-10, 2009.
- [17] F. K. A. Lima *et al.*, "Rotor Voltage Dynamics in the Doubly-Fed Induction Generator during Grid Faults", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 25, n° 1, pp. 118-130, 2010.
- [18] F. K. A. Lima, E. H. Watanabe, P. Rodríguez, A. Luna, "Controle de Gerador de Indução Duplamente Alimentado Diante de Afundamentos de Tensão", *Revista de Eletrônica de Potência da SOBRAEP*, pp. 189-199, 2009.
- [19] F. K. A. Lima, E. H. Watanabe, P. Rodríguez, A. Luna, "Control Strategy for the Rotor Side Converter of a DFIG-WT under Balanced Voltage Sag", *Proc. of COBEP*, pp. 842-847, 2009.
- [20] F. K. A. Lima, *Aerogerador Baseado em Máquina de Indução Duplamente Alimentada – Suportabilidade para Afundamento de Tensão*. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica), Rio de Janeiro: COPPE/UFRJ, 2009.
- [21] P. Krause, O. Wasynczuk, S. D. Sudhoff, *Analyses of Electric Machinery and Drive Systems*. Wiley-IEEE Press, 2ª ed., Nova York, 2002.
- [22] F. Wu, X. P. Zhang, K. Godfrey, P. Ju, "Small signal stability analysis and optimal control of a wind turbine with doubly fed induction generator", *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 1, n° 5, pp. 751-760, 2007.
- [23] J. B. Ekanayake, L. Holdsworth, N. Jenkins, "Comparison of 5<sup>th</sup> order and 3<sup>rd</sup> order machine models for doubly fed induction generator (DFIG) wind turbines", *Electric Power Systems Research*, vol. 67, n° 3, pp. 207-215, 2003.

- [24] S. K. Salman, B. Badrzadeh, "New approach for modeling doubly-fed induction generator (DFIG) for grid-connection studies", *The 8<sup>th</sup> European Wind Energy Conference and Exhibition*, London-UK, Nov. 2004.
- [25] J. Morren, S. W. H. De Han, P. Bauer, J. T. G. Pierik. "Comparison of complete and reduced models of a wind turbine using doubly-fed induction generator", *10<sup>th</sup> European Conference on Power Electronics and Applications*, 2003; Toulouse, France.
- [26] M. Bollen, P. Goossens, A. Robert, "Assessment of voltage dips in HV- networks: deduction of complex voltages from the measured RMS voltages", *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2004, 19, 783-790.
- [27] F. Blaabjerg, R. Teodorescu, M. Liserre, A. V. Timbus, "Overview of Control and Grid Synchronization for Distributed Power Generation Systems", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 53, no. 5, pp. 1398-1409, Oct 2006.
- [28] F. Buchholz, "Die Darstellung der Begriffe Scheinleistung und Scheinarbeit bei Mehrphasenstrom", *Elektro-J.*, Set. 1929, pp.15-21.

#### DADOS BIOGRÁFICOS

**Francisco Kleber de A. Lima**, nascido em 03 de novembro de 1968 em Fortaleza é Engenheiro Eletricista (1998) e Mestre em Engenharia Elétrica (2003), pela Universidade Federal do Ceará. Recebeu o título de Doutor em Engenharia Elétrica pela COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro em 2009. O Dr. Kleber Lima é professor da Universidade Federal do Ceará. Suas áreas de interesse são: eletrônica de potência, qualidade de energia e acionamentos de máquinas elétricas. Francisco Kleber de A. Lima é membro da SOBRAEP desde 2002.

**Edson H. Watanabe**, nascido no Estado do Rio de Janeiro, Brasil, em 07 de novembro de 1952. Concluiu os cursos de graduação em Engenharia Eletrônica e mestrado em Engenharia Elétrica em 1975 e 1976, respectivamente, na Universidade Federal do Rio de Janeiro. Em 1981, obteve o grau de Doutor em Engenharia pelo Tokyo Institute of Technology, no Japão. Neste mesmo ano, tornou-se professor Adjunto e, em 1994, tornou-se professor Titular da COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro, onde atua em Eletrônica de Potência. Seus principais campos de interesse são análise, modelagem e projeto de conversores, filtros ativos e tecnologias FACTS. Dr. Watanabe é membro do IEE-Japan, Sociedade Brasileira de Automática, Sociedade Brasileira de Eletrônica de Potência, CIGRE e as Sociedades de Engenharia de Potência, Aplicações Industriais e Eletrônica de Potência do IEEE. Em 2005, foi admitido na Ordem Nacional do Mérito Científico (Brasil). Atualmente, é Diretor para Assuntos Acadêmico da COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro.

**Pedro Rodríguez**, recebeu os graus de M.S. e Ph.D. em Engenharia Elétrica da Universidade Técnica da Catalunha (UPC), Barcelona, Espanha, em 1994 e 2004, respectivamente. Em 1990, ingressou na Faculdade da UPC como professor assistente, onde é atualmente Professor Associado. Em 2005, foi investigador visitante no Centro de

Sistemas de Eletrônica de Potência (CPES), Virginia Tech, E.U.A. Em 2006 e 2007, foi investigador de pós-doutoramento no Instituto de Tecnologia da Energia, Aalborg University (AAU), na Dinamarca, onde ministra cursos para o Doutorado desde 2006. Atualmente é o Chefe do Grupo de Pesquisa em Sistemas Elétricos de Energia Renovável (REES) na UPC e co-Supervisor do *Vestas Power Program* em parceria de colaboração com a AAU. Seu interesse está centrado na investigação de aplicações de eletrônica de potência para sistemas de energia distribuída e qualidade de energia.

**Álvaro Luna Alloza**, é graduado em Engenharia Mecânica (2001) e mestre em Engenharia Elétrica (2005) pela Universidade Politécnica da Catalunha (UPC). Em 2005 ingressou no doutorado em Engenharia Elétrica na mesma universidade, onde é membro do Grupo de Pesquisa em Sistemas Elétricos de Energia Renovável (REES). Entre seus temas de interesse destacam-se filtros ativos, sistemas de sincronização para conversores de potência e fontes renováveis de energia, em especial, a energia eólica.