

CONTROLE DE GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO DIANTE DE AFUNDAMENTOS DE TENSÃO

Francisco Kleber de A. Lima¹

¹Universidade Federal do Ceará
Departamento de Engenharia Elétrica
Ceará – BRASIL
klima@dee.ufc.br

Edson H. Watanabe²

²Universidade Federal do Rio de Janeiro
Laboratório de Eletrônica de Potência
Rio de Janeiro – BRASIL
watanabe@coe.ufrj.br

Pedro Rodríguez³

³Universitat Politècnica de Catalunya
Departament d'Enginyeria Elèctrica
Barcelona – SPAIN
prodriguez@ee.upc.edu

Álvaro Luna³

luna@ee.upc.edu

Resumo – Neste artigo são apresentados estudos de turbinas eólicas equipadas com geradores de indução duplamente alimentados (Doubly-Fed Induction Generator - DFIG) frente a afundamentos severos de tensão no ponto de conexão comum (PCC) com a rede elétrica. Este trabalho propõe uma nova estratégia de controle capaz de tornar factível o controle e funcionamento de DFIG durante afundamentos de tensão. Para tanto, o sistema de controle proposto utiliza a realimentação das correntes do estator. A validação da teoria proposta foi realizada a partir da simulação de modelos desenvolvidos usando a ferramenta de simulação no domínio do tempo PSCAD/EMTDC, assim como, a construção e teste de um protótipo de 6 kVA de potência.

Palavras-Chave – DFIG, Geração eólica, Controle direto de potência, Controle orientado pelo campo, ride-through capability.

DOUBLY-FED INDUCTION GENERATOR CONTROL UNDER VOLTAGE SAG

Abstract – This paper presents studies on wind turbine equipped with doubly-fed induction generators (DFIG) during severe voltage sags at the point of common coupling (PCC) with the grid. This paper proposes a new control strategy to make feasible the control and operation of DFIG during voltage sags (ride-through default capability), without needing circuits known as crowbar, for protection of both machine and power converters. The proposed control system uses the stator currents feedback for rotor current references during the fault. A mathematical model has been developed and simulation models developed in general-purpose time domain simulation tool PSCAD/EMTDC were performed. In additional, a prototype with a rated power of 6 kVA was built in order to validate the proposed theory.

Keywords – DFIG, Wind generation, Direct Power Control, Field-oriented control, Vector control.

Artigo submetido em 26/07/2008. Revisões em 22/12/2008 e 26/06/2009. Aceito por recomendação do editor Fernando L. M. Antunes.

NOMENCLATURA

DFIG	Doubly-fed induction generator
p	Número de pares de pólos
v_{ij}	Componentes da tensão do rotor
v_{ij}	Componentes da tensão do estator
i_{ij}	Componentes da corrente do rotor
i_{ij}	Componentes da corrente do estator
i_{ms}	Corrente de magnetização
λ_{ij}	Componentes do fluxo magnético do rotor
λ_{ij}	Componentes do fluxo magnético do estator
L_m	Indutância de magnetização
L_r	Indutância própria do rotor
L_s	Indutância própria do estator
L_{rl}	Indutância de dispersão do rotor
L_{sl}	Indutância de dispersão do estator
T_e	Torque eletromagnético
T_m	Torque mecânico
ω_s	Frequência angular de síncrona
ω_{slip}	Frequência angular de escorregamento

Subscritos

i	= d ou q (Eixos síncronos)
j	= s para estator e r para rotor

I. INTRODUÇÃO

O incremento da capacidade de geração eólica instalada, assim como, a perspectiva de instalação de turbinas eólicas em grande escala, em um futuro próximo, vêm acompanhados de novos requisitos para os geradores e parques eólicos. Uma característica comum em países com alto grau de penetração da energia eólica é a existência de códigos de conexão à rede elétrica, os quais estabelecem os requisitos básicos impostos aos geradores para conseguir funcionamento estável e assegurem confiabilidade do fornecimento de energia.

Assim, o aumento da penetração da energia eólica no sistema de potência gera novos desafios para os operadores do sistema, os quais têm que garantir a operação confiável e segura da rede elétrica. No caso da energia eólica, estes códigos de rede requerem, basicamente, comportamento operacional com diversos requisitos de controle similares àquelas de plantas de potências convencionais. Um destes requisitos é a capacidade de continuidade da conexão dos

geradores eólicos à rede mesmo em caso de faltas que provocam afundamentos severos de tensões. Esta exigência é também conhecida como *ride-through default capability*. Desta maneira, os projetos dos controladores e da proteção são fundamentais para que a turbina possa permanecer conectada à rede durante faltas como, por exemplo, o curto-circuito.

Muitos estudos vêm sendo realizados, tanto pela comunidade acadêmica quanto pela indústria, sobre operações de turbinas eólicas em condições de afundamentos de tensão no PCC (*ride-through default capability*) [1-9], visando atender aos códigos de rede.

Entre as soluções propostas, destaca-se a inserção de circuitos auxiliares para limitar sobrecorrentes na máquina e conversores de potência, bem como, tensões mais elevadas no elo CC dos conversores [10]. Contudo, estes circuitos contribuem para o incremento do custo final da instalação, além de necessitarem de controle extra.

A proteção *crowbar* consiste, basicamente, de um conjunto de resistências externas, conectadas aos enrolamentos do rotor da máquina, através dos anéis coletores e contadores durante curtos-circuitos. Entre os inconvenientes dos circuitos *crowbar*, está o fato de que, em alguns casos, os valores destas resistências são calculados levando-se em consideração as características do sistema eólico, assim, a retirada ou a inclusão de turbinas ao parque eólico influencia neste cálculo. Diversas estruturas de circuitos *crowbar* podem ser exploradas, como se pode observar em [11-13].

A Figura 1 apresenta um diagrama de blocos do controle de uma turbina eólica, equipada com DFIG que utiliza *crowbar*.

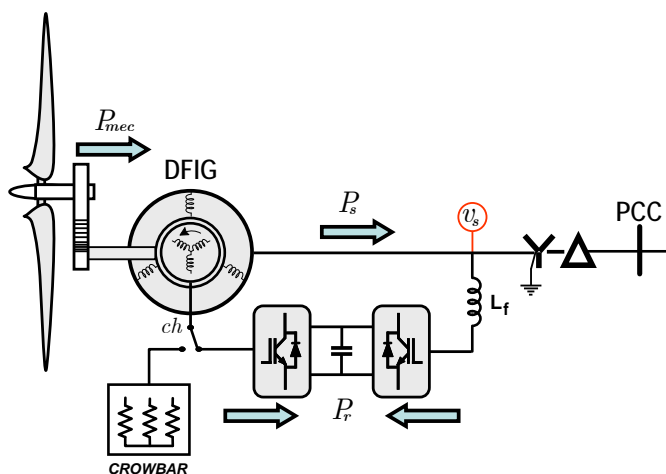


Fig. 1. Diagrama de um sistema turbina eólica/DFIG conectado à rede elétrica.

Além desta solução, algumas outras são sugeridas na literatura, como por exemplo, a inserção de chaves estáticas entre os terminais do estator e a rede elétrica, sugerida por Petterson [14] e o amortecimento do fluxo estatórico, proposto por Næss [15]. Em se tratando da proteção do elo CC, circuitos baseados em conversores CC-CC, podem ser utilizados para garantir o armazenamento da energia ou a sua

dissipação via resistor, como propõe Abbey [10]. Contudo, todas essas técnicas implicam na inserção de dispositivos ativos/passivos de potência no sistema, o que acarreta nas consequências discutidas nos parágrafos anteriores.

Assim, este trabalho propõe uma técnica de controle que se baseia na realimentação das componentes da corrente do estator do referencial *dq* síncrono, capaz de garantir o controle gerador DFIG durante afundamentos severos de tensão no ponto de conexão comum (PCC) com a rede elétrica, sem a necessidade da utilização de circuitos *crowbar*.

II. MODELAGEM DA MÁQUINA

Nesta seção serão mostradas as equações que modelam a máquina de indução duplamente alimentada.

A. Sistema de Referência Considerado

A Figura 2 mostra o diagrama vetorial do sistema de referência considerado nesta análise. Aqui o sistema de referências *dq* é posicionado de tal forma, que o eixo direto coincide com o vetor fluxo magnético do estator, como apresentado por Leonhard [16].

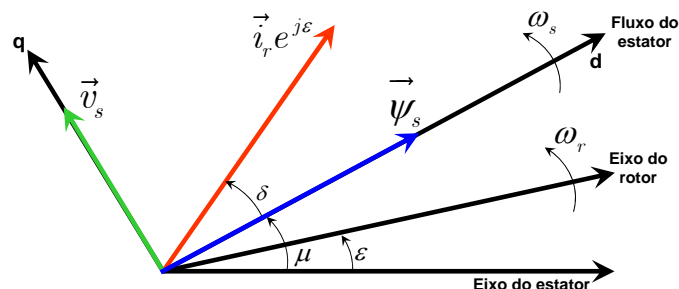


Fig. 2. Diagrama vetorial com referencial *dq* orientado pelo fluxo do estator.

Com respeito ao diagrama da Figura 2, devido à baixa resistência estatórica, o vetor tensão do estator \vec{v}_s , pode ser considerado adiantado, praticamente, 90° com respeito ao vetor fluxo magnético do estator. O vetor corrente do rotor $\vec{i}_r e^{j\epsilon}$ está referenciado às coordenadas *dq* do estator. O vetor \vec{i}_{ms} representa o vetor corrente de magnetização da máquina.

B. Equações das Tensões e Fluxos Magnéticos

As tensões e fluxos magnéticos no estator da máquina de indução de rotor bobinado são dados por:

$$\begin{aligned} v_{ds} &= R_s i_{ds} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} - \omega_s \lambda_{qs}, \\ v_{qs} &= R_s i_{qs} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} + \omega_s \lambda_{ds}, \\ \lambda_{ds} &= L_s i_{ds} + L_m i_{dr}, \\ \lambda_{qs} &= L_s i_{qs} + L_m i_{qr}. \end{aligned} \quad (1)$$

De forma análoga, as equações de tensões e fluxos magnéticos no rotor da máquina são dadas por:

$$\begin{aligned} v_{dr} &= R_r i_{dr} + \frac{d\lambda_{dr}}{dt} - \omega_{slip} \lambda_{qr}, \\ v_{qr} &= R_r i_{qr} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} - \omega_{slip} \lambda_{dr}, \\ \lambda_{dr} &= L_r i_{dr} + L_m i_{ds}, \\ \lambda_{qr} &= L_r i_{qr} + L_m i_{qs}. \end{aligned} \quad (2)$$

Assumindo que o sistema representado por (1) e (2) é linear, o que significa assumir que o circuito magnético da DFIG é linear, pode-se combinar estas duas equações, e aplicando a transformada de Laplace é possível obter as correntes do estator, no referencial dq síncrono, mostrado por Lima [17], as quais são representadas por:

$$i_{ds} = \frac{(L_s s + R_s) v_{ds} + \omega_s L_s v_{qs}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} - \frac{(L_s s^2 + R_s s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{dr} - R_s \omega_s L_m i_{qr}}{(L_s^2 s^2 + 2L_s R_s s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)}, \quad (3)$$

$$i_{qs} = \frac{-\omega_s L_s v_{ds} + (s L_s + R_s) v_{qs}}{(s^2 L_s^2 + 2s L_s R_s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} - \frac{R_s \omega_s L_m i_{dr} + (s^2 L_s + s R_s + \omega_s^2 L_s) L_m i_{qr}}{(s^2 L_s^2 + 2s L_s R_s + R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)}. \quad (4)$$

As equações (3) e (4) podem ser simplificadas levando-se em consideração que a partir da utilização do controle vetorial orientado pelo campo, com o eixo d posicionado no fluxo do estator, a componente em quadratura desta variável é nula. E, ainda, considerando o baixo valor da indutância de dispersão do estator, geralmente da ordem de 0,10 pu, o vetor tensão do estator está praticamente posicionado sobre o eixo em quadratura. Desta maneira, obtém-se:

$$i_{ds} = \frac{\omega_s}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr}, \quad (5)$$

$$i_{qs} = \frac{(s + R_s/L_s)}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{qr}. \quad (6)$$

As equações (5) e (6) mostram que para variação da tensão do estator, as componentes dq das correntes do estator no referencial síncrono, oscilam na frequência da rede elétrica. Oscilação esta, que por sinal é pobremente amortecida devido ao baixíssimo valor da resistência estatórica R_s (geralmente da ordem de 0,005 pu). Este fenômeno ocorre, por exemplo, durante um afundamento de tensão. Se o afundamento de tensão for balanceado as correntes estatóricas em dq , oscilam com frequência ω_s . Contudo, se o afundamento na tensão do estator é desbalanceado, isto é, com a presença de componentes de sequência negativa, existirá também oscilação na frequência

$2\omega_s$ que aparecem em v_{ds} e v_{qs} . Assim, diante de afundamentos de tensão desbalanceados, as componentes da corrente do estator terão oscilações em ω_s e $2\omega_s$.

Para o regime permanente da tensão do estator, (5) e (6) são reduzidas para:

$$i_{ds} = \frac{1}{L_s \omega_s} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr}, \quad (7)$$

$$i_{qs} = \frac{R_s}{L_s \omega_s^2} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{qr}. \quad (8)$$

Analisando (8), é possível constatar que o fator multiplicativo da componente em quadratura da tensão do estator tende a zero. Assim, considerando $R_s \ll L_s^2 \omega_s^2$, esta equação fica reduzida a:

$$i_{qs} = -\frac{L_m}{L_s} i_{qr}. \quad (9)$$

Na expressão de i_{ds} existem duas parcelas. A primeira, em regime permanente, diz respeito à corrente de magnetização. A segunda se refere à dependência dessa corrente da corrente do rotor.

Na equação (9), i_{qs} , mostra a dependência linear entre as componentes das correntes do estator e rotor no eixo em quadratura.

É importante comentar que caso a condição de linearidade da máquina, não seja satisfeita, uma vez que, dependendo do afundamento de tensão (valor, instante, simetria, etc.), fluxos magnéticos e correntes da máquina poderiam levá-la à saturação magnética. Dependendo do grau de saturação, isto poderia se traduzir em maior conteúdo harmônico nas correntes, o que causaria maior oscilação no torque eletromagnético, entre outros efeitos.

C. Validação do Modelo Apresentado

Nesta seção, o modelo da máquina de indução duplamente alimentada apresentado em (5), (6), (7) e (9) foi validado através de simulações realizadas no ambiente PSCAD/EMTDC, onde se reproduziu tanto o estado permanente, quanto transitórios na tensão do estator. Esta simulação mostra a resposta das correntes do estator e rotor nos eixos d e q para o caso de afundamento de tensão no PCC (Figura 1) durante o intervalo de tempo de $t = 2,0$ s a $t = 2,2$ s.

As Figuras 3 e 4 mostram uma comparação entre os resultados calculados na simulação com o PSCAD/EMTDC e através do modelo apresentado.

Observa-se através destes resultados que o modelo proposto representa a DFIG, com razoável grau de precisão.

As Figuras 3 e 4 mostram que as correntes do estator e rotor apresentam picos durante o curto-circuito, cujo valor máximo depende de vários fatores como, por exemplo, o instante em que o curto-circuito ocorre [12]. Este trabalho não se aprofundará neste tema.

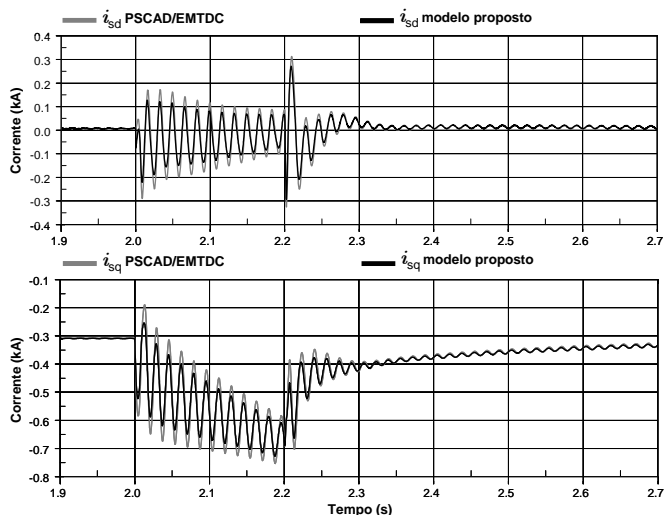


Fig. 3. Validação do modelo apresentado. Correntes do estator.

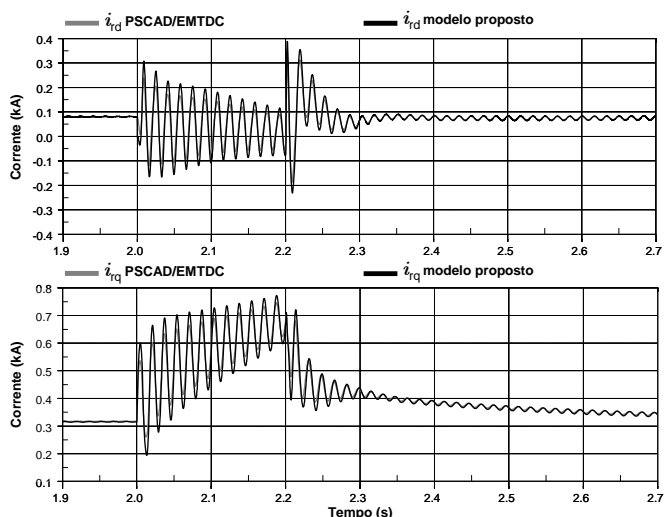


Fig. 4. Validação do modelo apresentado. Correntes do rotor.

Os resultados apresentados mostram picos que superam em duas vezes a corrente nominal do conversor do lado do rotor, configurando uma situação indesejada.

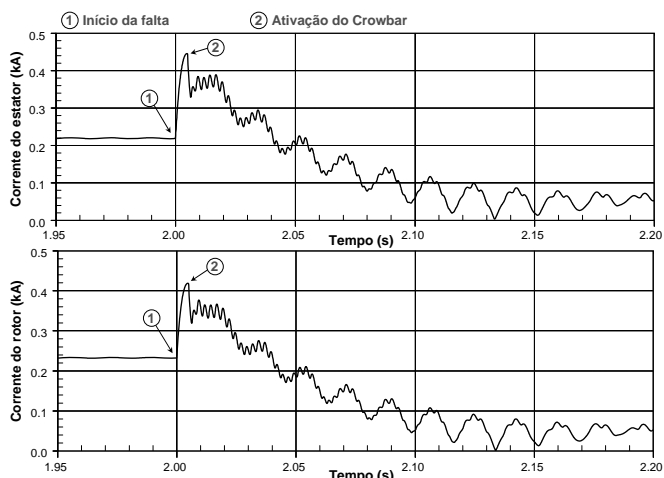


Fig. 5. Correntes do rotor e estator durante afundamento de tensão com uso de crowbar.

A fim de proteger o conversor durante o afundamento, comumente, é usado o *crowbar* (ver Figura 1). A Figura 5 mostra o comportamento típico das correntes do estator e rotor, em valores coletivos $i_{\Sigma} = \sqrt{i_a^2 + i_b^2 + i_c^2}$ [18-20], para o caso da ativação do *crowbar* durante o curto circuito.

Para os resultados mostrados na Figura 5, o circuito *crowbar* foi ativado 5ms após o início do curto circuito. Assim, com o intuito de uniformização e para que as comparações aqui realizadas sejam justas, todas as técnicas para proteção da DFIG, abordadas neste artigo, foram também ativadas 5ms após o início do afundamento de tensão.

III. ESTRATÉGIAS PARA O CONTROLE DA DFIG DIANTE DE AFUNDAMENTOS DE TENSÃO

Esta seção apresenta e compara duas estratégias para o controle da DFIG durante afundamentos de tensão. A primeira delas, já existente, consiste em igualar as referências de potências ativa e reativa do estator a ZERO, durante o afundamento de tensão [21-22]. A segunda estratégia, que é a proposta deste trabalho, consiste na realimentação das correntes do estator, como novas referências de correntes do rotor, durante o afundamento da tensão do estator.

A fim de garantir a rápida sincronização com a rede, mesmo diante de afundamentos severos de tensão, foi utilizado o PLL, intitulado DSOGI-FLL, proposto em [23-24], com o objetivo de detectar a posição do vetor tensão da rede elétrica. A rápida detecção desta posição é imprescindível ao correto funcionamento da estratégia proposta nesta seção.

A Figura 6 mostra o bom desempenho do sistema de sincronização, durante um afundamento balanceado de tensão. Apenas 1,59 ms após o início da falta, o sistema de sincronização consegue detectá-la.

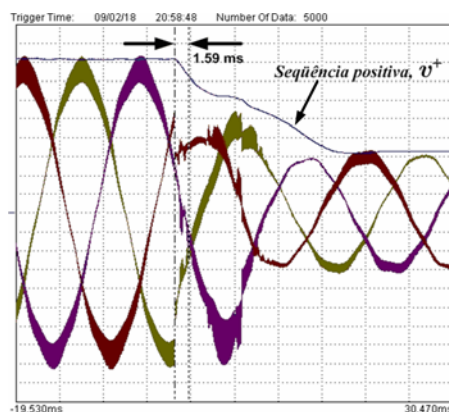


Fig. 6. Detecção do afundamento através do sistema de sincronização DSOGI-FLL.

A. Referências de Potências Nulas

Uma metodologia empregada durante afundamento de tensão no ponto de conexão comum se baseia na mudança da referência de potência ativa e reativa para zero, até que as correntes atinjam valores seguros. Isto tem como efeito a

diminuição das correntes do estator, uma vez que, em teoria, deixará de fluir energia pelo estator.

A potência ativa do estator é dada por:

$$P_s = v_{ds} i_{ds} + v_{qs} i_{qs}, \quad (10)$$

porém, com o emprego do controle orientado pelo campo magnético do estator, segue que $v_{ds} = 0$, donde:

$$P_s = v_{qs} i_{qs}, \quad (11)$$

considerando que a componente em quadratura da corrente do estator, durante o afundamento de tensão, é dada por (6). Combinando (6) e (11), a potência ativa do estator pode ser dada por:

$$P_s(s) = v_{qs} \left(\frac{(s + R_s/L_s)}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{qr} \right). \quad (12)$$

Fazer a referência de potência ativa do estator igual à zero, $P_s^* = 0$, significa fazer:

$$v_{qs} \left(\frac{(s + R_s/L_s)}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{qr} \right) = 0. \quad (13)$$

Esta equação remete a duas soluções para v_{qs} . Uma delas, a solução trivial, $v_{qs} = 0$, é desconsiderada, porque estamos admitindo afundamentos de tensão com um valor de tensão residual diferente de zero. E, a outra é apresentada a seguir:

$$i_{qr} = \frac{1}{L_m} \frac{(s + R_s/L_s)}{(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs}. \quad (14)$$

A potência reativa do estator é dada por:

$$Q_s = -v_{qs} i_{ds}. \quad (15)$$

A substituição da componente direta da corrente do

estator, durante o afundamento, dada por (5), em (15), resulta em:

$$Q_s(s) = -v_{qs} \left(\frac{\omega_s}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr} \right). \quad (16)$$

E, fazendo a referência de potência reativa também igual à zero, $Q_s^* = 0$, durante o afundamento, tem-se:

$$-v_{qs} \left(\frac{\omega_s}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr} \right) = 0. \quad (17)$$

A equação (17) possui duas soluções, contudo, a solução trivial, não será considerada. Assim, tem-se:

$$\frac{\omega_s}{L_s (s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr} = 0. \quad (18)$$

O que resulta em:

$$i_{dr} = \frac{1}{L_m} \frac{\omega_s}{(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs}. \quad (19)$$

As equações (14) e (19) mostram como as correntes do rotor nos eixos dq se comportam, durante o afundamento de tensão.

B. Realimentação das Correntes do Estator

Esta seção apresenta a estratégia de controle proposta neste trabalho, que será detalhada a seguir.

Esta proposta consiste na concepção de uma estratégia de controle capaz de fazer com que, durante afundamentos de tensão balanceados ou desbalanceados, no ponto de conexão comum (PCC) do sistema turbina/gerador e a rede elétrica, as correntes estatóricas diminuam de valor, diminuindo assim, também as correntes do rotor. Assim, a idéia deste controle é fazer com que, durante um afundamento de tensão no PCC,

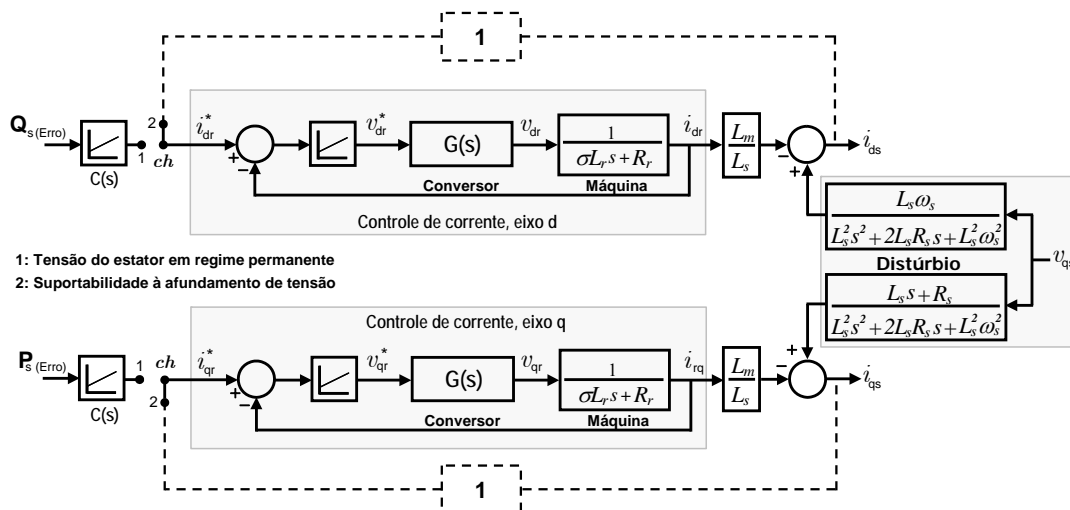


Fig. 7. Diagrama de blocos proposto para o controle do conversor do lado do rotor.

as correntes do estator sejam realimentadas como as novas referências para as correntes do rotor no referencial dq . Desta forma, intenta-se que o sistema de controle sintetize correntes do rotor capazes de provocar no estator correntes em oposição de fase às correntes geradas durante a falta.

O objetivo desta estratégia é forçar a queda das correntes estatóricas e, conseqüentemente, das correntes rotóricas de maneira a não ser necessário o circuito *crowbar* de contenção de sobrecorrentes na máquina e no conversor do lado do rotor.

A Figura 7 mostra o diagrama de blocos para o controle proposto do conversor do lado do rotor. Neste diagrama não está mostrada a malha mais externa, responsável pelo controle das potências ativa e reativa do estator.

A linha tracejada do diagrama da Figura 7 é responsável pelo controle da DFIG durante o afundamento de tensão, quando as chaves *ch1* e *ch2* são colocadas na posição 2. Em regime permanente da tensão do estator, as chaves lógicas *ch* são mantidas na posição 1. Estando *ch* na posição 2, fazemos com que as referências das correntes do rotor sejam:

$$i_{dr}^* = i_{ds}, \quad (20)$$

$$i_{qr}^* = i_{qs}. \quad (21)$$

Supondo que o controle de corrente do conversor é rápido e preciso de tal forma que as correntes do rotor seguem perfeitamente as referências dadas em (20) e (21), então (5) e (6) resulta em:

$$i_{ds} = i_{dr} = \frac{1}{L_s + L_m} \frac{\omega_s}{(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs}, \quad (22)$$

$$i_{qs} = i_{qr} = \frac{1}{L_s + L_m} \frac{(s + R_s/L_s)}{(s^2 + 2(R_s/L_s)s + \omega_s^2)} v_{qs}. \quad (23)$$

As expressões (22) e (23) mostram que as correntes do

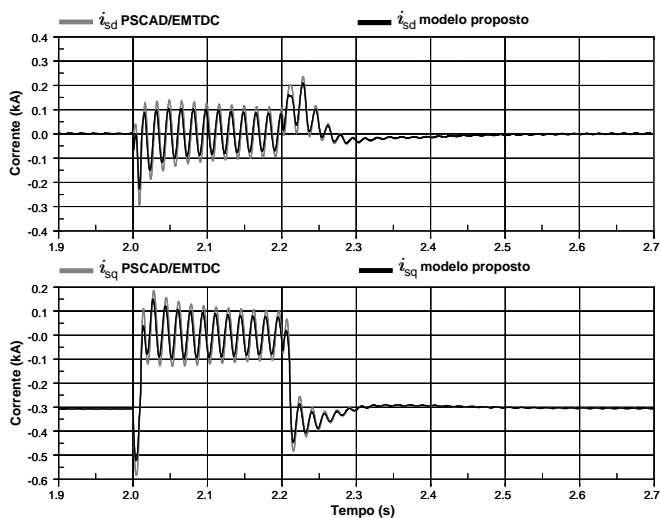


Fig. 8. Validação do modelo apresentado. Correntes do estator.

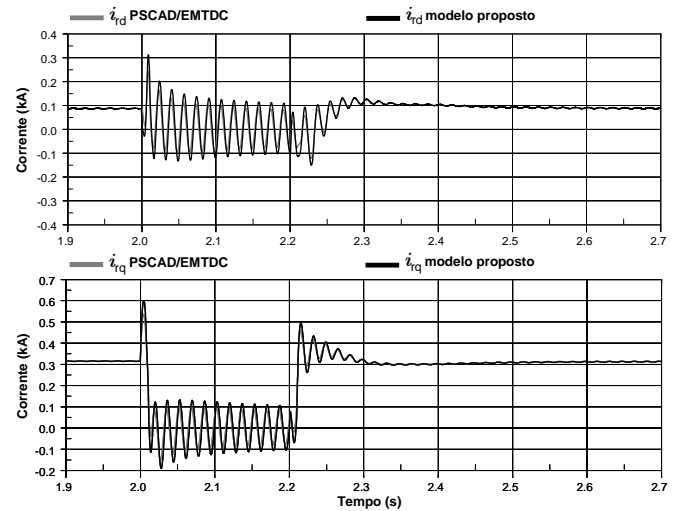


Fig. 9. Validação do modelo apresentado. Correntes do rotor.

estator acompanham a queda da tensão, sendo a amplitude da oscilação presente nestas componentes, atenuada pelo fator $1/(L_s + L_m)$.

Em teoria, esta estratégia deveria funcionar tanto para afundamentos balanceados quanto desbalanceados. Porque isso dependeria da capacidade do sistema de controle, em sintetizar as componentes das correntes do rotor, de acordo com a corrente do estator.

Comparando (19) e (22), (14) e (23) observa-se que as duas estratégias de controle causam resultados iguais no que toca à diminuição das correntes estatórica e rotórica, e, produzem resultados distintos no que se refere à atenuação das oscilações produzidas durante o afundamento. Assim, enquanto na estratégia de realimentação das correntes do estator, a oscilação é atenuada por um fator $1/(L_s + L_m)$, na estratégia de ordem de potência zero, este fator é menor, e igual a $1/L_m$. Isto significa que a estratégia proposta produz uma atenuação das oscilações, aproximadamente, duas vezes o valor da atenuação produzida na estratégia de potências nulas.

Para a estratégia de controle proposta, desde que haja algum resíduo de tensão no PCC, a corrente do estator não se anulará. Isto porque, se há alguma tensão no estator, significa que há magnetização na máquina e, portanto, há corrente de magnetização (I_{ms}), a qual será resultante das componentes diretas das correntes do estator e rotor, i_{ds} e i_{dr} , cada uma delas contribuindo com, aproximadamente, 50% de I_{ms} .

As Figuras 8 e 9 mostram as mesmas comparações das Figuras 3 e 4, porém, agora com as correntes controladas através da estratégia de controle proposta.

A próxima seção apresenta resultados de simulações, para afundamento balanceado da tensão no ponto de conexão com a rede elétrica.

IV. RESULTADOS DE SIMULAÇÕES

A Figura 10 mostra um afundamento balanceado na tensão do estator (PCC) provocado por um curto-circuito.

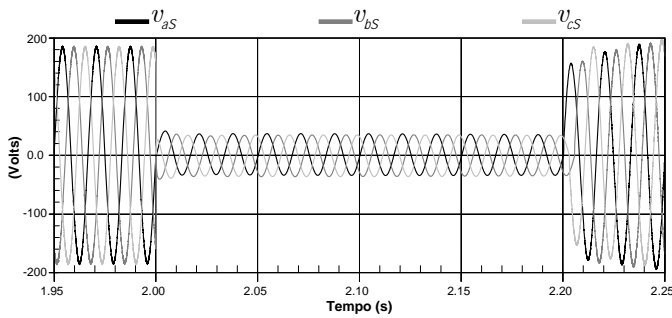


Fig. 10. Afundamento balanceado na tensão do estator

As Figuras 11 e 12 mostram uma comparação entre os comportamentos da corrente no rotor e estator da DFIG, representadas por seu valor coletivo.

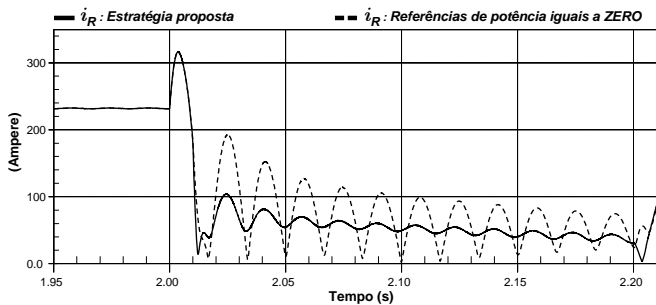


Fig. 11. Corrente no rotor. Afundamento balanceado.

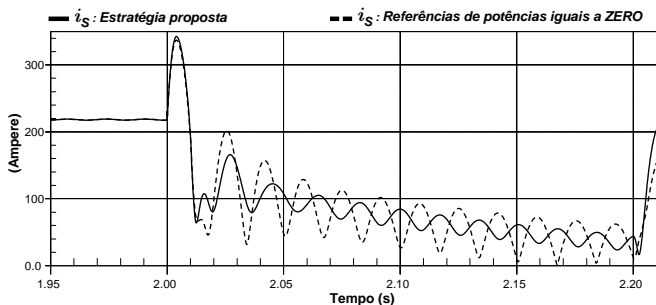


Fig. 12. Corrente do estator. Afundamento balanceado.

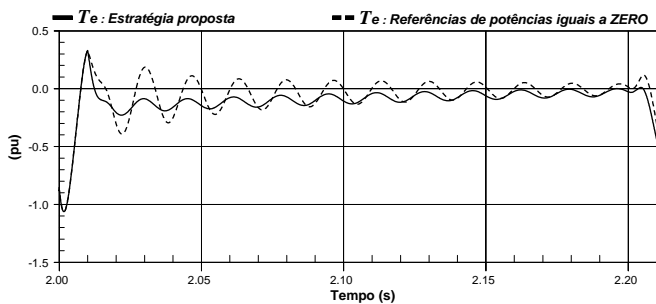


Fig. 13. Torque eletromagnético. Afundamento balanceado.

Na Figura 13, o comportamento do torque elétrico é mostrado para o transitório da tensão mostrado na Figura 9.

É possível observar nas Figuras 11 a 13, além das quedas nas correntes dos circuitos do estator e rotor, durante o afundamento, que a estratégia de controle proposta, confere ao sistema menores oscilações nas correntes, com respeito à estratégia de referências de potências iguais a zero. Assim,

este resultado mostra-se coerente com os modelos apresentados em (14), (19), (22) e (23). Como consequência disso, tem-se a redução da ondulação no torque eletromagnético para a estratégia de controle proposta.

Observa-se, ainda, nas Figuras 11 a 13, a oscilação natural do sistema com valor igual à frequência angular da rede elétrica ω_s . Isto ocorre, porque o afundamento na tensão é do tipo equilibrado, sendo composto somente por componentes de seqüência positiva.

V. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A fim de validar a teoria proposta neste trabalho, foram realizados ensaios experimentais, a partir de um protótipo com potência nominal igual a 6 kVA.

Através da partida de um motor de indução conectado à rede, foram gerados afundamentos de tensão bruscos, no ponto de conexão comum, para 40% da tensão nominal. As Figuras 14 a 19 mostram o comportamento das variáveis do sistema durante o transitório.

Nas Figuras 14, 16 e 18 a tela do osciloscópio está dividida, de maneira que a parte de cima mostra uma visão macro e a parte de baixo mostra o detalhe.

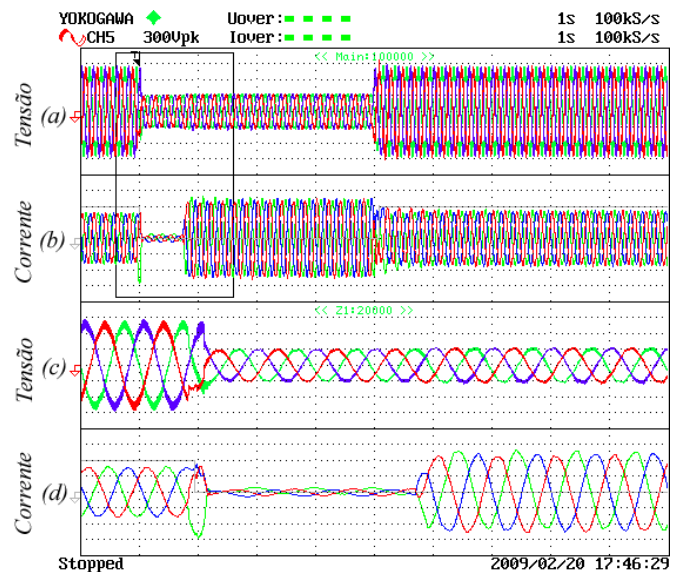


Fig. 14. Comportamento das tensões e correntes no estator diante de afundamento balanceado de 60%.

As formas de ondas mostradas nas Figuras 14(c) e 14(d) apresentam os detalhes da tensão e da corrente do estator mostradas nas Figuras 14(a) e 14(b) respectivamente.

É possível observar que após a detecção do afundamento, o controle atua, executando a estratégia proposta, de maneira que, rapidamente, as correntes do estator e rotor diminuem de valor e se mantêm controladas. Estando as correntes controladas é possível injetar potência reativa no sistema [25], a fim de apoiar a tensão da rede, como determinam grande parte dos códigos de rede atuais. Isto foi realizado neste ensaio.

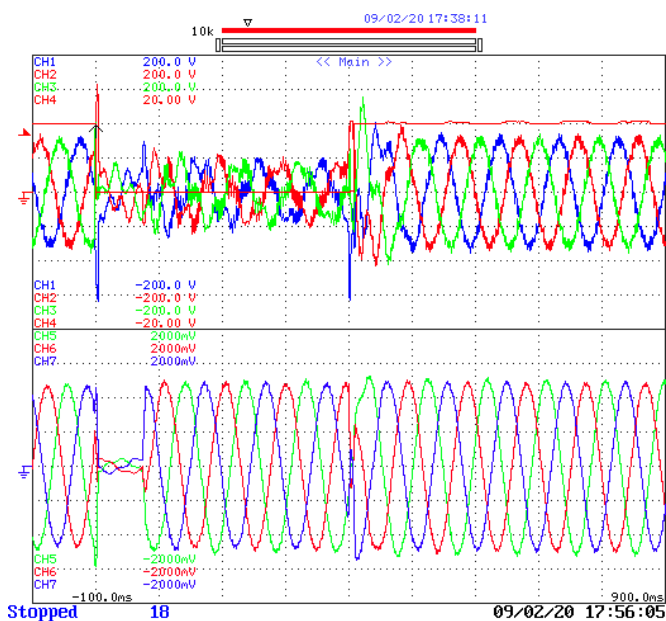


Fig. 15. Comportamento das tensões e correntes no rotor diante de afundamento balanceado de 60%.

A Figura 15 mostra o comportamento das tensões e correntes do rotor. Pode-se perceber logo nos *milissegundos* iniciais após o início da falta, que as correntes do rotor diminuem de valor, o que possibilita, mesmo durante uma contingência severa, a operação segura do sistema.

As Figuras 16 e 17 mostram mais detalhes das tensões e correntes do rotor e estator da máquina, durante a contingência.

É possível observar também nestas figuras, a injeção de corrente reativa na rede após as correntes do estator e rotor encontrarem-se controladas em níveis seguros. Além disso, no início da falta, as correntes do estator e rotor, a princípio, aumentam de valor e após a entrada da estratégia, as correntes diminuem.

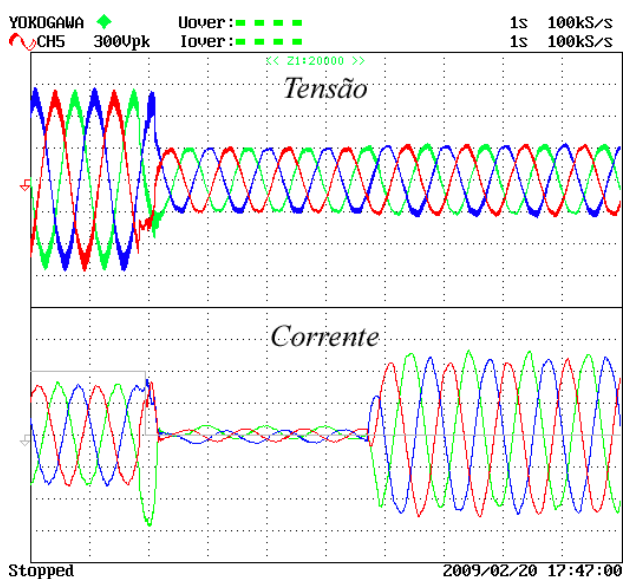


Fig. 16. Detalhe das tensões e correntes no estator no início do afundamento.

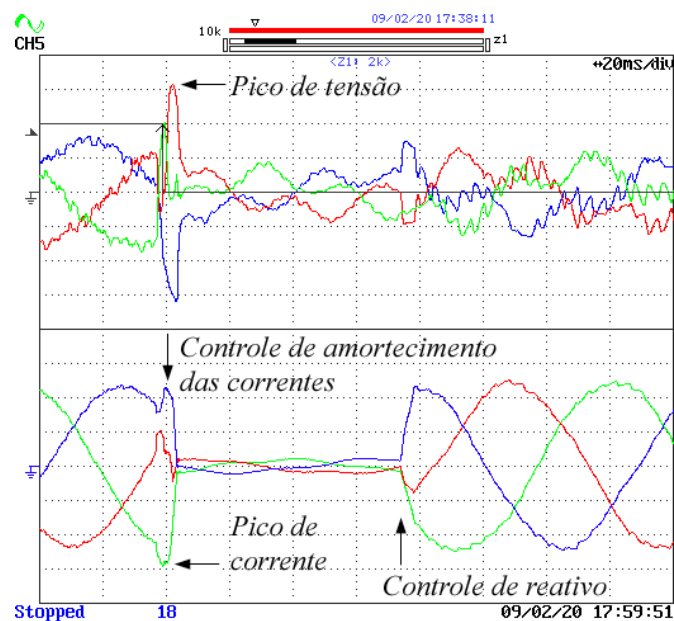


Fig. 17. Detalhe das tensões e correntes no rotor no início do afundamento.

Nas Figuras 18 e 19 é possível observar detalhes das correntes e tensões, durante a extinção do afundamento de tensão. Após a extinção da falta não foram percebidas sobrecorrentes no estator ou rotor da máquina. Isto, porque a magnetização foi facilitada pelo controle da potência reativa capacitiva proporcionada pelo DFIG.

As formas de onda das Figuras 18(c) e 18(d) são os detalhes da tensão e da corrente no estator do DFIG mostradas nas Figuras 18(a) e 18(b) respectivamente. A ondulação presente nas tensões de fase do estator, observada na Figura 18(c), é devido ao aumento da impedância da rede, conseguido através da indutância de dispersão de um transformador, a fim de garantir o afundamento quando da partida de um motor.

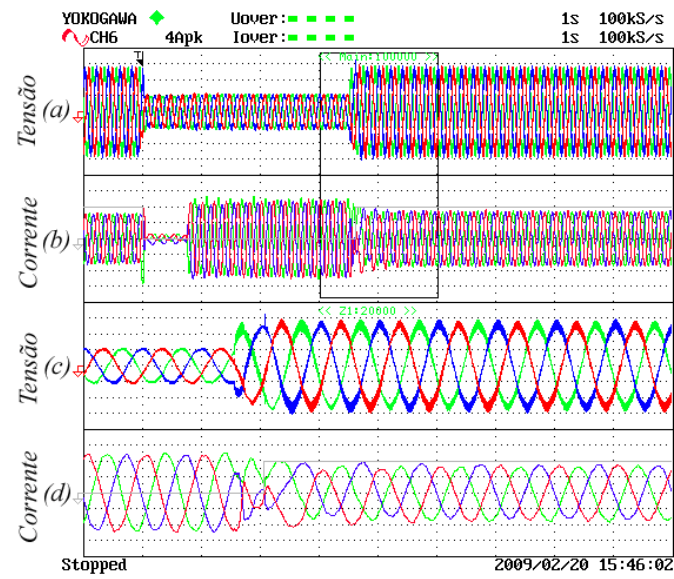


Fig. 18. Detalhe das tensões e correntes no estator no final do afundamento.

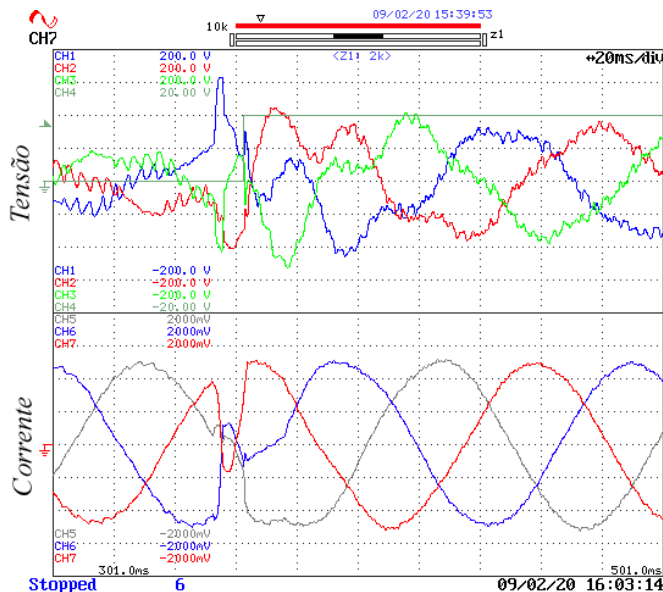


Fig. 19. Detalhe das tensões e correntes no rotor no final do afundamento.

VI. CONCLUSÕES

Neste trabalho, buscou-se a concepção de uma nova estratégia de controle capaz de manter o DFIG conectado à rede elétrica durante afundamentos severos de tensões no PCC sem a necessidade da utilização de circuitos de proteção *crowbar*.

Foi realizada a modelagem da máquina de indução duplamente alimentada, quando controlada em corrente através do conversor conectado ao rotor. Este modelo que prevê o comportamento desta máquina durante transitórios na tensão da rede elétrica, foi validado através de simulação realizada no ambiente PSCAD/EMTDC.

A partir deste modelo foi proposta uma estratégia de controle para DFIG durante afundamentos severos de tensão. Esta estratégia é baseada na realimentação das correntes do estator, como referências das correntes do rotor no referencial dq síncrono. Desta forma, é possível sintetizar correntes do rotor capazes de provocar no estator correntes em oposição de fase às correntes geradas durante o afundamento. Como resultado deste controle as correntes estatóricas e, conseqüentemente, as correntes rotóricas caem. Um dos efeitos imediatos dessa estratégia resulta que turbinas eólicas baseadas em DFIG, poderão prescindir do circuito *crowbar*.

A máquina de indução duplamente alimentada foi modelada para situações de afundamentos de tensão, de acordo com a nova estratégia de controle proposta (realimentação das correntes do estator). A partir daí, foram realizadas simulações comparativas entre esta e, uma estratégia de controle, já apresentada em trabalhos anteriores, que faz as referências de potências nulas durante o afundamento da tensão no PCC.

Estes resultados foram comprovados através de simulações no PSCAD/EMTDC, contemplando cenários de

afundamentos severos de tensão (da ordem de 20%) no ponto de conexão com a rede elétrica.

Um protótipo com potência de 6 kVA foi construído e testado. O sistema montado não fez uso do circuito de proteção usual conhecido como *crowbar*. Os testes realizados possibilitaram avaliar o comportamento da estratégia de controle proposta neste artigo.

Os resultados simulados e experimentais apresentados neste trabalho mostram que é possível o controle estável de DFIG, durante contingências severas na rede elétrica, sem a de circuitos auxiliares para conter sobrecorrentes nos enrolamentos do rotor, estator e no conversor. Além disso, também é possível a redução de oscilações no torque elétrico da máquina.

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 Ω
Resistência do rotor	0,473 Ω
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	
Potência nominal	5 kVA
Tensão nominal	380 V
Corrente nominal	7 A
Barramento CC	
Capacitância	4700 μ F
Tensão CC	500 V

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).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] S. Seman, J. Niiranen, A. Arkkio, "Ride-Through Analysis of Doubly Fed Induction Wind-Power Generator Under Unsymmetrical Network Disturbance". *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 21, nº 4, pp. 1782-1789, Nov. 2006.
- [2] C. Klumpner, F. Blaabjerg, "Experimental Evaluation of Ride-Through Capabilities for a Matrix Converter Under Short Power Interruptions". *IEEE Transaction on Industrial Electronics*, vol. 49, nº 2, pp. 315-324, Abr. 2002.
- [3] J. R. Massing, H. Pinheiro, "Design and control of doubly-fed induction generators with series grid-side converter". In: *Industrial Electronics Conference - IECON 2008*, Nov. 2008, pp. 139-145.
- [4] F. M. Hughes, O. Anaya-Lara, N. Jenkins *et al.*, "A Power System Stabilizer for DFIG-based wind generation". *IEEE Transaction on Power Systems*, vol. 21, nº 2, pp. 763-772, Mai. 2006.
- [5] F. M. Hughes, O. Anaya-Lara, N. Jenkins *et al.*, "Control of DFIG-based wind generation for power network support". *IEEE Transaction on Power Systems*, vol. 20, nº 4, pp. 1958-1966, Mai. 2005.
- [6] B. Xie, B. Fox, D. Flynn, "Study of fault ride-through for DFIG based wind turbines". In: *IEEE International Conference on Electric Utility Deregulation, Restructuring and Power Technologies*, vol. 1, pp. 411-416, Hong Kong, Abr. 2004.
- [7] J. Morren, S. W. H. De Hann, "Ride-through of wind turbine with doubly-fed induction generator during a voltage dip". *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 20, nº 2, pp. 435-441, Jun. 2005.
- [8] A. Petersson, S. Lundberg, T. Thiringer, "A DFIG wind-turbine ride-through system influence on the energy production". In: *Nordic Wind Power conference*, Göteborg, Mar. 2004.
- [9] 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, nº 3, pp. 652-662, Set. 2006.
- [10] C. Abbey, G. Joos, "Effect of low voltage ride through (LVRT) characteristic on voltage stability". In: *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, vol. 2, pp. 1901-1907, San Francisco, Jun. 2005.
- [11] 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, nº 1, pp. 174-180, Mar. 2007.
- [12] I. Erlich, H. Wrede, C. Feltes, "Dynamic Behavior of DFIG-base Wind Turbines during Grid Faults". In: *Power Conversion Conference*, pp. 1195-1200, Nagoya, Abr. 2007.
- [13] M. Rodriquez, G. Abad, I. Sarasola *et al.*, "Crowbar control algorithms for doubly fed induction generator during voltage dips". In: *European Conference on Power Electronics and Applications*, pp. 1-10, Dresden, Set. 2005.
- [14] A. Petersson, "Analysis, modeling and control of doubly-fed induction generators for wind turbines". Ph.D. Dissertation, Department of Energy and Environment, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2005.
- [15] B. I. Næss, M. Molinas, T. Undeland, "Laboratory tests of ride through for doubly fed induction generators". In: *Nordic Wind Power Conference*, Espoo, Mai. 2006.
- [16] W. Leonhard, *Control of Electrical Drives*. 3ª Edição, Nova Iorque: Springer, 2001.
- [17] F. K. A. Lima, E. H. Watanabe, "Parallel Connection of Doubly-Fed Induction Generator in Wind Generation". In: *9º Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência*, vol. 9, pp. 631-639, Blumenau, Out. 2007.
- [18] F. Buchholz, "Die Darstellung der Begriffe Scheinleistung und Scheinarbeit bei Mehrphasenstrom". In: *Elektro-J*. Set. 1929, pp. 15-21.
- [19] M. Depenbrock, "The FBD-Method, a Generally Applicable Tool for Analysing Power Relations". *IEEE Trans. Power Systems*, vol. 8, nº 2, May 1993, pp. 381-387.
- [20] L. S. Czarnecki, "Power Related Phenomena in Three-Phase Unbalanced Systems". *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 10, nº 3, July 1995, pp. 1168-1176.
- [21] D. Santos-Martin, J. L. Rodriguez-Amenedo, S. Arnalte, "Direct Power Control Applied to Doubly Fed Induction Generator under Unbalanced Grid Voltage Conditions". *IEEE Transaction on Power Electronics*, vol. 23, nº 5, Sep 2008, pp. 2328-2336.
- [22] D. Santos-Martin, J. L. Rodriguez-Amenedo, S. Arnalte, "Dynamic Programming Power Control for Doubly Fed Induction Generators". *IEEE Transaction on Power Electronics*, vol. 23, nº 5, Set 2008, pp. 2337-2345.
- [23] P. Rodríguez, R. Teodorescu, I. Candela *et al.*, "New Positive-sequence Voltage Detector for Grid Synchronization of Power Converters under Faulty Grid Conditions". In: *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, Jun. 2006, pp. 1-7.
- [24] P. Rodríguez, A. Luna, M. Ciobotaru *et al.*, "Advanced Grid Synchronization System for Power Converters under Unbalanced and Distorted Operating Conditions". In: *IEEE Industrial Electronics Conference - IECON*, Nov. 2006, pp. 5173-5178.
- [25] 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, nº 4, Dez. 2008, pp. 267-275.

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. Kleber Lima é funcionário da Universidade Federal do Ceará, onde desempenha trabalhos de pesquisa e desenvolvimento. Suas áreas de interesse são: eletrônica de potência, qualidade do processamento da energia elétrica, sistemas de controle 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.