

Aplicação de controladores PI+Ressonante no controle de potências ativa e reativa em geração eólica utilizando GIRB conectado à rede elétrica com tensão distorcida

Ramon R. de Souza, Adson B. Moreira, Paulo Sérgio N. Filho, Tarcio André dos S. Barros, Ernesto Ruppert Filho

Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação

Universidade Estadual de Campinas

ramon.rodrigues11@yahoo.com.br, adsonbmoreira@gmail.com, paulosnf@gmail.com,

tarcioandre@hotmail.com, ruppert@fee.unicamp.br

Resumo — Neste trabalho será apresentado a modelagem matemática dinâmica do gerador de indução com rotor bobinado para fins de controle das potências ativa e reativa em um sistema de geração eólico. Para tanto, é utilizado o método de controle vetorial por orientação do fluxo magnético do estator, no qual são aplicados controladores PI. Também é apresentada a modelagem matemática dinâmica do GIRB quando conectado à rede elétrica com tensão distorcida. Verificados os impactos da presença de harmônicas na tensão da rede elétrica, será proposto um método de redução nas oscilações das potências ativa e reativa utilizando controladores PI+Ressonante.

Palavras-chaves — Energia eólica, GIRB, controle vetorial, PI+Ressonante.

I. INTRODUÇÃO

Atualmente, grande parte dos parques eólicos instalados utiliza geradores de indução com rotor bobinado (GIRB). Além de ser uma máquina elétrica robusta, este gerador elétrico permite que o sistema de geração eólico opere em velocidade variável e possibilita o controle de potências ativa e reativa através de um conversor eletrônico de potência conectado aos terminais elétricos de seu rotor, o qual processa potências em torno de 25% a 30% da potência nominal do gerador elétrico [1].

O controle de potência ativa e reativa do GIRB é apresentado em [2]-[3]-[4], nos quais o gerador elétrico é conectado à rede elétrica com tensão considerada senoidal.

A presença de cargas não-lineares no sistema elétrico adiciona múltiplas frequências da componente fundamental distorcendo as formas de onda de tensão e corrente elétrica.

A geração de energia elétrica deve seguir recomendações que garantam a qualidade da eletricidade fornecida ao consumidor. Existem normas nacionais e internacionais que descrevem sobre a qualidade da energia elétrica, como é caso da IEEE Std. 519-1992 [5] e do PRODIST-Módulo 8.

Estudos relacionados aos impactos da conexão de sistemas de geração eólicos que utilizam GIRB conectados em redes elétricas com tensão distorcida são apresentados em [6]-[7]-[8], nestes estudos, assim como em outros trabalhos estudados na literatura, intervenções nas malhas controle das

correntes do controle do conversor do lado do rotor são realizadas para diminuir os impactos das componentes harmônicas presentes na rede elétrica.

O controle vetorial no referencial síncrono com controladores PI tradicionalmente utilizado apresenta bom desempenho quando o sistema é conectado à rede elétrica ideal. No entanto, quando conectado a uma rede elétrica com tensão distorcida por componentes harmônicas as malhas de controle são afetadas, deteriorando grandezas como as correntes elétricas, tensões, potências ativa e reativa.

Neste artigo será estudado o comportamento de um sistema de geração eólico que utiliza GIRB conectado a rede elétrica que possua distorções harmônicas de tensão nas componentes de 5ª e 7ª ordem.

A modelagem matemática dinâmica básica do DFIG é apresentada para fins do controle de potências ativa e reativa da máquina, também as estruturas convencionais de controle que utilizam controladores do tipo proporcional-integral, sendo utilizado o tradicional método da orientação do vetor fluxo magnético do estator.

Utiliza-se um filtro L para fazer a interface do conversor com a rede elétrica. São deduzidas as relações das potências ativa e reativa instantâneas incluindo a influência das componentes de 5ª e 7ª ordem.

Será apresentada a análise dos impactos causados ao controle de potência ativa e reativa dada a presença de componentes harmônicas de 5ª e 7ª ordens na tensão da rede elétrica, sendo apresentada uma proposta de redução das oscilações nas potências ativa e reativa utilizando controladores PI+Ressonante configurados para rejeitar distúrbios de frequência de $6\omega_s$.

II. MODELAGEM MATEMÁTICA DINÂMICA DO GIRB

O esquema simplificado do sistema de conversão de energia eólica é ilustrado na Fig. 1. Este sistema é constituído pelo gerador de indução de rotor bobinado (GIRB), também conhecido na literatura na sigla em inglês *DFIG* (*doubly-fed induction generator*), pela turbina eólica, rede elétrica, um conversor CA-CC-CA (conhecido também como *back-to-back*) e pelo filtro que conecta o rotor à rede elétrica. Esta topologia permite o fluxo bidirecional de potência no circuito

rotórico, além de permitir trabalhar nas velocidades: sub síncrona, síncrona e super síncrona.

Utilizando a notação de vetor espacial no referencial do estator e realizando as operações adequadas obtêm-se as equações das tensões do GIRB, na forma de vetores espaciais:

$$\frac{2}{3}[v_{As}(t) + av_{Bs}(t) + a^2v_{Cs}(t)] \equiv \vec{v}_{1s} = R_s \vec{i}_{1s} + \frac{d\vec{\psi}_{1s}}{dt} \quad (1)$$

$$\frac{2}{3}[v_{Ar}(t) + av_{Br}(t) + a^2v_{Cr}(t)] \equiv \vec{v}_{2r} = R_r \vec{i}_{2r} + \frac{d\vec{\psi}_{2r}}{dt} \quad (2)$$

Nessas equações os subscritos s e r representam o estator e o rotor, respectivamente. Enquanto os subíndices 1 e 2 representam em quais coordenadas os vetores estão referenciados, sendo 1 para coordenadas do estator ($\alpha\beta$) e 2 para coordenadas do rotor (dq).

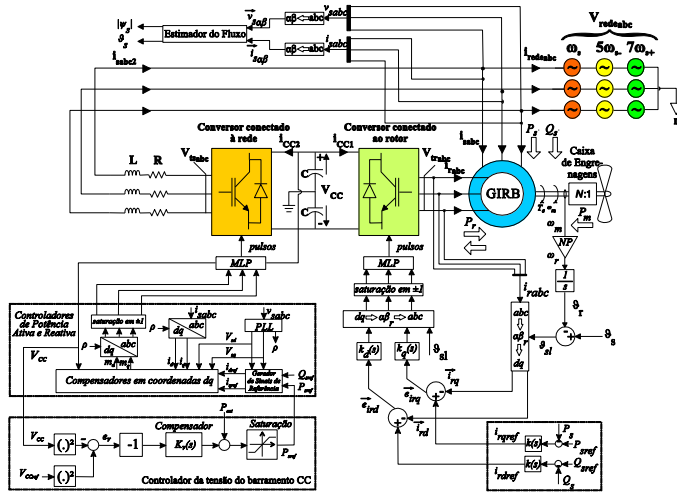


Fig. 1. Ilustração do sistema de geração eólico estudado.

$\vec{v}_{1s}$ é o vetor espacial da tensão no estator, $\vec{i}_{1s}$ é o vetor espacial da corrente no estator, $\vec{\psi}_{1s}$ é o vetor espacial do fluxo magnético no estator, $\vec{v}_{2r}$ é o vetor espacial da tensão no rotor, $\vec{i}_{2r}$ é o vetor espacial da corrente no rotor e $\vec{\psi}_{2r}$ é o vetor espacial do fluxo no rotor.

A partir das equações (1) e (2), multiplicando-se por $e^{-j\theta_s}$ e $e^{-j\theta_r}$, respectivamente, resultam as equações das tensões no estator e no rotor no referencial síncrono, dadas por:

$$\vec{v}_{dqs} = R_s \vec{i}_{dqs} + \frac{d\vec{\psi}_{dqs}}{dt} + j\omega_s \vec{\psi}_{dqs} \quad (3)$$

$$\vec{v}_{dqr} = R_r \vec{i}_{dqr} + \frac{d\vec{\psi}_{dqr}}{dt} + j(\omega_s - \omega_m) \vec{\psi}_{dqr} \quad (4)$$

Neste caso, o subscrito "dq" denota vetores espaciais referidos ao referencial síncrono. As equações que relacionam as correntes elétricas e os fluxos magnéticos do estator e do rotor são dadas por:

$$\vec{\psi}_{dqs} = L_s \vec{i}_{dqs} + L_m \vec{i}_{dqr} \quad (5)$$

$$\vec{\psi}_{dqr} = L_m \vec{i}_{dqs} + L_r \vec{i}_{dqr} \quad (6)$$

As equações das potências ativas e reativas no referencial dq são equivalentes às equações em $\alpha\beta$:

$$P_s = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_s \cdot \vec{i}_s^*\} = \frac{3}{2} (v_{ds} \cdot i_{ds} + v_{qs} \cdot i_{qs}) \quad (7)$$

$$P_r = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_r \cdot \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} (v_{dr} \cdot i_{dr} + v_{qr} \cdot i_{qr}) \quad (8)$$

$$Q_s = \frac{3}{2} \text{Im}\{\vec{v}_s \cdot \vec{i}_s^*\} = \frac{3}{2} (v_{qs} \cdot i_{ds} - v_{ds} \cdot i_{qs}) \quad (9)$$

$$Q_r = \frac{3}{2} \text{Im}\{\vec{v}_r \cdot \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} (v_{qr} \cdot i_{dr} - v_{dr} \cdot i_{qr}) \quad (10)$$

A expressão para o torque eletromagnético resulta em:

$$T_{em} = \frac{3}{2} p \cdot \frac{L_m}{L_s} \text{Im}\{\vec{\psi}_s \cdot \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} p \cdot \frac{L_m}{L_s} (\psi_{qs} \cdot i_{dr} - \psi_{ds} \cdot i_{qr}) \quad (11)$$

Ou de forma simplificada:

$$T_{em} = J \frac{d\omega_{rm}}{dt} + T_l \quad (12)$$

Onde $\omega_{rm} = p \omega_m$ é a velocidade angular mecânica do rotor em rad/s, J é o momento de inércia T_l é o torque de carga.

III. CONTROLE DE POTÊNCIAS ATIVA E REATIVA

O método da orientação do fluxo magnético do estator permite que as potências (ativa e reativa) sejam expressas de modo que seja permitido o controle independente de ambas. A potência ativa sendo função da componente de eixo em quadratura da corrente do rotor e a potência reativa variando com a componente de eixo direto da corrente do rotor, como será mostrado a seguir.

Segundo o conceito de orientação do fluxo magnético, a orientação segundo o fluxo do estator resulta em:

$$\vec{\psi}_s \cdot d\vec{q} = \psi_{sd} = \psi_s \quad e \quad \psi_{sq} = 0$$

$$i_{sd} = \frac{\psi_s}{L_s} - \frac{L_m}{L_s} i_{rd} \quad (13)$$

$$i_{sq} = -\frac{L_m}{L_s} i_{rq} \quad (14)$$

$$v_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d\psi_s}{dt} \quad (15)$$

$$v_{sq} = R_s i_{sq} + \omega_s \psi_s \quad (16)$$

A combinação dessas equações nas de potências do estator, mencionadas anteriormente, cria as relações das potências P e Q na orientação do fluxo magnético de estator do GIRB:

$$P = \frac{3}{2} (R_s (i_{sq})^2 + (i_{sd})^2 - \omega_s \frac{L_m}{L_s} \psi_s i_{rq} + i_{sd} \frac{d\psi_s}{dt}) \quad (17)$$

$$Q = \frac{3}{2} (\omega_s \frac{(\psi_s)^2}{L_s} - \omega_s \frac{L_m}{L_s} \psi_s i_{rd} + \frac{L_m}{L_s} i_{rq} \frac{d\psi_s}{dt}) \quad (18)$$

Assumindo o caso onde o estator está conectado a um barramento infinito que garante tensões equilibradas e supondo $R_s=0$, o fluxo magnético do estator é constante; portanto, em regime permanente, tem-se:

$$v_{sd} = 0 \quad (19)$$

$$v_{sq} = \omega_s \psi_s = V_s \quad (20)$$

Que combinadas às equações (17) e (18), estabelecem as expressões finais:

$$P_s = -\frac{3}{2} v_s \frac{L_m}{L_s} i_{rq} \quad (21)$$

$$Q_s = \frac{3}{2} \frac{L_m}{L_s} v_s \left(\frac{v_s}{\omega_s L_m} - i_{rd} \right) \quad (22)$$

IV. MODELO MATEMÁTICO DINÂMICO DO GIRB SOB INFLUÊNCIA DE DISTORÇÕES HARMÔNICAS DE TENSÃO NA REDE ELÉTRICA

O controle de potências ativa e reativa apresentado na seção 3 é influenciado negativamente pela presença de distorções

harmônicas na tensão da rede elétrica. A tensão na rede elétrica sob a influência de harmônicos pode ser expressa pela soma vetorial da componente fundamental e o conjunto de componentes harmônicas. Neste trabalho foram estudadas as influências das componentes harmônicas de 5ª e 7ª ordens, pois, estas harmônicas ímpares são as que apresentam maiores magnitudes nos espectros das grandezas mensuradas nos sistemas de energia elétrica devido à presença de cargas não lineares, como mostra um estudo de caso realizado em [9]. Na Fig. 2 é apresentada uma representação da relação entre os vetores espaciais no referencial $\alpha\beta$, os vetores espaciais no referencial do rotor $\alpha\beta_r$ e os vetores espaciais nos referenciais das componentes harmônicas de 5ª e 7ª ordens [1].

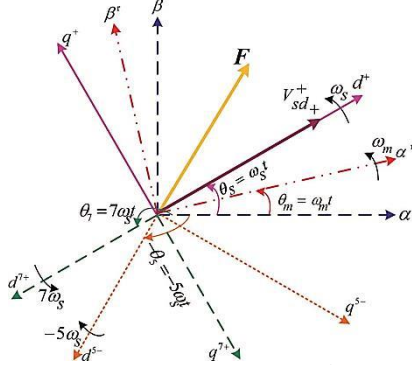


Fig. 2. Relação entre os vetores espaciais no referencial estacionário, o referencial do rotor e os referenciais síncronos: dq^+ , dq^{5-} e dq^{7+} .

Através da representação vetorial de F na Figura 2 é possível obter a seguinte relação [6]

$$F_{\alpha\beta}(t) = F_{\alpha\beta}^+ + F_{\alpha\beta}^{5-} + F_{\alpha\beta}^{7+} \quad (23)$$

Como pode ser observado na Fig. 2, o eixo d^+ está alinhado com a componente de sequência positiva da tensão do estator e girando com a velocidade angular ω_s . Os eixos d^{5-} e d^{7+} giram com velocidade angular de $-5\omega_s$ e $7\omega_s$, respectivamente. As transformações entre os referenciais $\alpha\beta$, $\alpha\beta_r$, dq^+ , dq^{5-} e dq^{7+} podem ser escritas por:

$$F^+_{dq} = F_{\alpha\beta} \cdot e^{-j\omega_s t} \quad F^{5-}_{dq} = F^{7+}_{dq} \cdot e^{j12\omega_s t}$$

$$F^+_{dq} = F^r_{\alpha\beta} \cdot e^{-j(\omega_s - \omega_m)t} \quad (24a)$$

$$F^{5-}_{dq} = F_{\alpha\beta} \cdot e^{j5\omega_s t} \quad F^+_{dq} = F^{5-}_{dq} \cdot e^{-j6\omega_s t}$$

$$F^+_{dq} = F^r_{\alpha\beta} e^{j(5\omega_s + \omega_m)t} \quad (24b)$$

$$F^{7+}_{dq} = F_{\alpha\beta} \cdot e^{-j7\omega_s t} \quad F^+_{dq} = F^{7+}_{dq} \cdot e^{j6\omega_s t}$$

$$F^{7+}_{dq} = F^r_{\alpha\beta} e^{-j(7\omega_s - \omega_m)t} \quad (24c)$$

Onde os índices $+$, $5-$, $7+$ e r representam os referenciais $(dq)^+$, $(dq)^{5-}$, $(dq)^{7+}$ e $(\alpha\beta)^r$, respectivamente.

Observa-se que as harmônicas de tensão presentes na rede elétrica afetam diretamente o comportamento do gerador elétrico, assim como do conversor eletrônico de potência

conectado ao rotor. Os fluxos magnéticos do estator e do rotor em função das correntes elétricas podem ser representados respectivamente por:

$$\vec{\Psi}^+_{dqs} = L_s \vec{i}^+_{dqs} + L_m \vec{i}^+_{dqr} \quad (25)$$

$$\vec{\Psi}^+_{dqr} = L_m \vec{i}^+_{dqs} + L_r \vec{i}^+_{dqr} \quad (26)$$

As tensões do estator e do rotor no referencial $(dq)^+$ podem ser expressas através das relações:

$$\vec{v}^+_{dqs} = R_s \vec{i}^+_{dqs} + \frac{d\vec{\Psi}^+_{dqs}}{dt} + j\omega_s \vec{\Psi}^+_{dqs} \quad (27)$$

$$\vec{v}^+_{dqr} = R_r \vec{i}^+_{dqr} + \frac{d\vec{\Psi}^+_{dqr}}{dt} + j(\omega_s - \omega_m) \vec{\Psi}^+_{dqr} \quad (28)$$

R_s e R_r representam as resistências elétricas dos enrolamentos de estator e do rotor por fase. L_s e L_r representam as indutâncias próprias dos enrolamentos de estator e do rotor por fase, L_m representa a indutância de magnetização por fase. L_s , L_r e L_m estão relacionadas às indutâncias de dispersão do estator $L_{\sigma s}$ e do rotor $L_{\sigma r}$, de acordo com as seguintes expressões: $L_s = L_{\sigma s} + L_m$ e $L_r = L_{\sigma r} + L_m$.

$$F^+_{sdq} = F^+_{sdq} + F^+_{sdq5} + F^+_{sdq7} +$$

$$= F^+_{sdq} + F^{5-}_{sdq5} e^{-j6\omega_s t} + F^{7+}_{sdq7} e^{j6\omega_s t} \quad (29a)$$

$$F^+_{rdq} = F^+_{rdq} + F^+_{rdq5} + F^+_{rdq7} +$$

$$= F^+_{rdq} + F^{5-}_{rdq5} e^{-j6\omega_s t} + F^{7+}_{rdq7} e^{j6\omega_s t} \quad (29b)$$

Onde os subscritos $+$, $5-$ e $7+$ representam a sequência positiva da componente fundamental, a 5ª harmônica de sequência negativa e 7ª harmônica de sequência positiva, respectivamente.

O controle vetorial utilizado neste trabalho é configurado para trabalhar no referencial síncrono. Portanto, as componentes fundamentais das grandezas envolvidas no controle são consideradas sinais CC, enquanto a 5ª harmônica de sequência negativa corresponde a um sinal CA com frequência $-6\omega_s$ (360Hz), a 7ª harmônica de sequência positiva é considerada um sinal CA com frequência $6\omega_s$ (360Hz)[8].

De acordo com as equações (27) e (29a) pode-se reescrever a tensão no estator como:

$$\begin{aligned} \vec{v}^+_{dqs} &\approx \\ &\approx \frac{d(\psi^+_{sdq} + \psi^{5-}_{sdq5} e^{-j6\omega_s t} + \psi^{7+}_{sdq7} e^{j6\omega_s t})}{dt} \\ &+ j\omega_s(\psi^+_{sdq} + \psi^{5-}_{sdq5} e^{-j6\omega_s t} + \psi^{7+}_{sdq7} e^{j6\omega_s t}) = \\ &j\omega_s(\psi^+_{sdq} + \psi^{5-}_{sdq5} e^{-j6\omega_s t} + \psi^{7+}_{sdq7} e^{j6\omega_s t}) \end{aligned} \quad (30)$$

As potências ativa e reativa podem ser determinadas utilizando-se a seguinte relação:

$$P_S + jQ_S = -\frac{3}{2} \vec{v}^+ dqs \vec{i}^{+*} dqs \quad (31)$$

Substituindo-se o conjugado da corrente de estator em (25) e a equação da tensão (30) na equação (31) e decompondo o resultado nas componentes de potência ativa e reativa tem-se:

$$P_S = P_{S0} + P_{scos6} \cos(6\omega_s t) + P_{ssen6} \sin(6\omega_s t) + P_{scos12} \cos(12\omega_s t) + P_{ssen12} \sin(12\omega_s t) \quad (32)$$

$$Q_S = Q_{S0} + Q_{scos6} \cos(6\omega_s t) + Q_{ssen6} \sin(6\omega_s t) + Q_{scos12} \cos(12\omega_s t) + Q_{ssen12} \sin(12\omega_s t) \quad (33)$$

As potências ativa e reativa apresentam componentes senoidais que são apresentadas de maneira mais detalhada a seguir.

$$\begin{aligned} & [P_{S0} \ Q_{S0} \ P_{scos6} \ P_{ssen6} \ Q_{scos6} \ Q_{ssen6} \ P_{scos12} \ P_{ssen12} \ Q_{scos12} \ Q_{ssen12}]^T = \\ & = -\frac{3}{2L_s} \mathbf{X} [\psi^+_{sd} + \psi^+_{sq} + \psi^{5-}_{sd5} - \psi^{5-}_{sq5} \\ & \quad - \psi^{7+}_{sd7} + \psi^{7+}_{sd7} + \psi^{7+}_{sq7} +]^T \\ & + \frac{3}{2} \frac{L_m}{L_s} \mathbf{X} [i^+_{rd} + i^+_{rq} + i^{5-}_{rd5} - i^{5-}_{rq5} - i^{7+}_{rd7} + \\ & \quad i^{7+}_{rd7} + i^{7+}_{rq7} +]^T \quad (34) \end{aligned}$$

A equação da potência eletromagnética é dada por:

$$\begin{aligned} P_e &= -\frac{3}{2} \text{Re} [j\omega_s \vec{\Psi}^+ dqs \times \vec{i}^{+*} dqs + j(\omega_s \\ & \quad - \omega_m) \vec{\Psi}^+ dqr \times \vec{i}^{+*} dqr] \\ &= -\frac{3}{2} \omega_m \frac{L_m}{L_s} \times \text{Im} (\vec{\Psi}^+ dqs \times \vec{i}^{+*} dqr) \quad (35) \end{aligned}$$

$$P_e = P_{e0} + P_{ecos6} \cos(6\omega_s t) + P_{esen6} \sin(6\omega_s t) + P_{ecos12} \cos(12\omega_s t) + P_{esen12} \sin(12\omega_s t) \quad (36)$$

$$\begin{aligned} & [P_{e0} \ P_{ecos6} \ P_{esen6} \ P_{ecos12} \ P_{esen12}]^T = \\ & = \frac{3}{2} \frac{\omega_m L_m}{L_s} \mathbf{Y} [i^+_{rd} + i^+_{rq} + i^{5-}_{rd5} - i^{5-}_{rq5} - i^{7+}_{rd7} + \\ & \quad i^{7+}_{rd7} + i^{7+}_{rq7} +]^T \quad (37) \end{aligned}$$

Assim, o torque eletromagnético pode ser calculado como segue:

$$T_e = \frac{P_e}{\omega_{m/p}} \quad (38)$$

Onde p é o número de pares de polos, $\mathbf{X}$ e $\mathbf{Y}$ são matrizes de tensão e fluxo magnético no estator da máquina, respectivamente.

V. MÉTODO DE REDUÇÃO DO IMPACTO DAS DISTORÇÕES HARMÔNICAS NAS POTÊNCIAS ATIVA E REATIVA

Na Fig. 3 são apresentadas as malhas de controle de potência ativa e de potência reativa utilizando compensadores ressonantes. Através da adição do compensador ressonante

devidamente configurado é possível rejeitar distúrbios que apresentam múltiplas frequências da onda fundamental, como é o caso da presença de componentes harmônicas na tensão da rede elétrica. A função de transferência do compensador ressonante de 6ª ordem é dada por [7]:

$$Gr = \frac{2K_r \omega_c s}{s^2 + 2\omega_c s + (6\omega_c)^2} \quad (39)$$

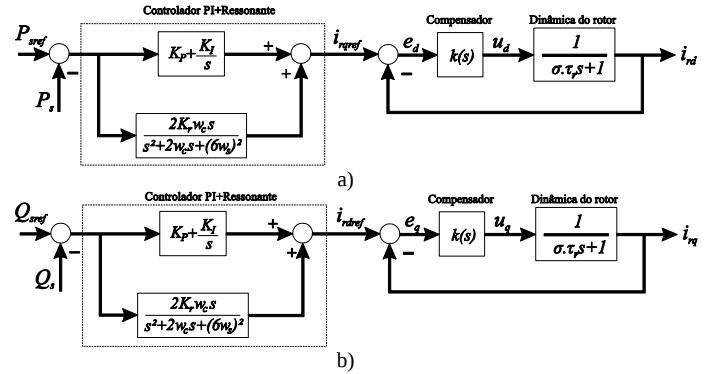


Fig. 3 Malhas de controle a) de potência ativa com PI+R. b) de potência reativa com PI+R

A resposta em frequência da malha de controle de potência para $K_p=0,001$, $K_i=0,5$, $K_r=0,5$, $\omega_s=377$ rad/s e para diferentes valores de ω_c é apresentada na Fig. 4. O compensador ressonante inclui um par de polos complexos na frequência desejada adicionando um ganho de ressonância. Como as componentes de 5ª ordem com sequência negativa e 7ª ordem com sequência positiva tornam-se distúrbios de 6ª ordem no controle que utiliza o referencial dq, o compensador ressonante deve ser escolhido de modo a rejeitar esta componente de frequência igual a 360Hz.

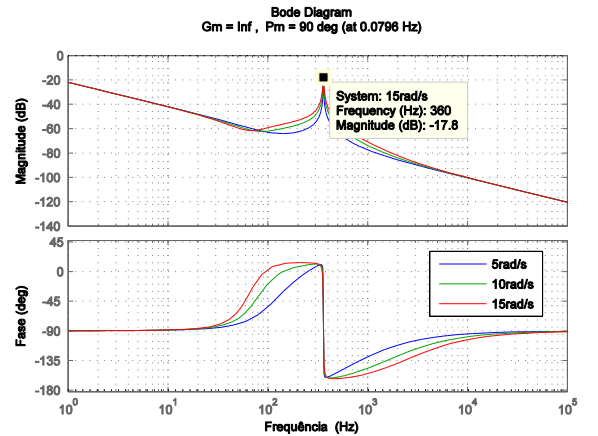


Fig. 4. Resposta em frequência da malha de controle de potência com compensador PI+R

VI. RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES

A. Parâmetros do sistema

Para simular o sistema estudado utilizou-se a extensão Simulink do software Matlab. Utilizando-se um passo de integração fixo de 1e-6 amostras/segundo simulou-se 2,5 segundos, que corresponde ao tempo de inicialização do sistema eólico. Os valores dos parâmetros adotados na simulação do sistema eólico estão elencados a seguir:

Gerador de indução de rotor bobinado: Potência: 2,25 kW, 4 polos, 60 Hz, 220 V, $N_n=1730$ rpm; $J=0,05$ Kg.m², $R_s=0,8\Omega$; $R_r=1,2\Omega$ $L_{ls}=6,18$ mH; $L_{lr}=6,18$ mH e $L_m=92$ mH

Conversor eletrônico de potência trifásico: Capacitância do barramento CC: $C=3500\mu\text{F}$, Tensão do barramento CC: $V_{CC}=410\text{V}$, Frequência de chaveamento: 15kHz

Filtro L de interface com rede elétrica: $L=20\text{mH}$; $R=0,1\Omega$

B. Resultados

A forma de onda da tensão na rede elétrica considerando a presença de 5ª e 7ª harmônicas é apresentada na Fig. 5, na qual a distorção harmônica total calculada é 9,90%.

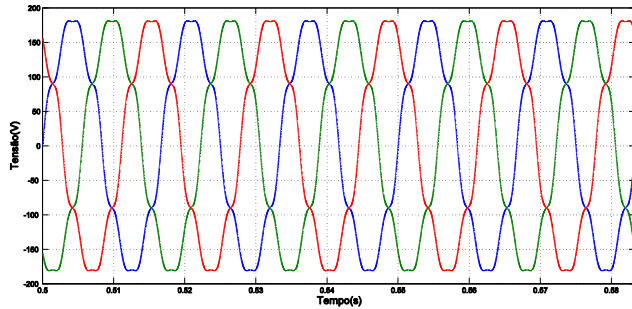


Fig. 5. Tensão trifásica na rede elétrica contendo harmônicas de 5ª e 7ª ordens

Como apresentado matematicamente na seção 4, as potências ativa e reativa nas equações (32) e (33) apresentam componentes que as tornam pulsantes especificamente nas frequências de 6ª e 12ª ordens. Na Fig. 6 a) apresenta-se a resposta dinâmica da potência ativa, na qual observa-se que apesar da referência desejada estar sendo seguida, apresenta distorção e pulsação, assim como apresentado em [6]-[7]-[8]. Na Fig. 6 b) pode-se observar que essa pulsação ocorre nas frequências de 360Hz (6ª ordem) e de 720Hz (12ª ordem). Na Fig. 7 a) apresenta-se a resposta dinâmica da potência reativa, na qual observa-se um comportamento senoidal que poderá acarretar oscilações no fator de potência que está configurado para trabalhar como unitário. Na Fig. 7 b) pode-se notar que essa oscilação ocorre na frequência de 360Hz.

O torque eletromagnético do GIRB, assim como a potência ativa e a potência reativa, também apresenta comportamento oscilatório, sendo apresentado na Fig. 8. A oscilação no torque elétrico da máquina é prejudicial aos componentes mecânicos, podendo causar frenagens e acelerações indesejadas.

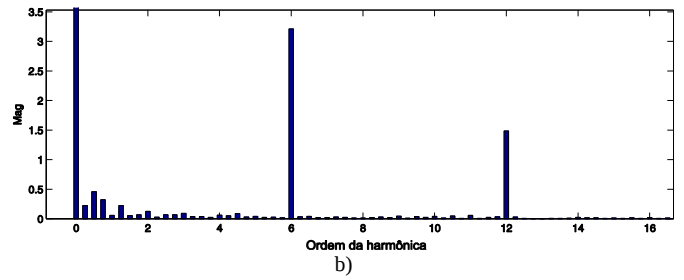
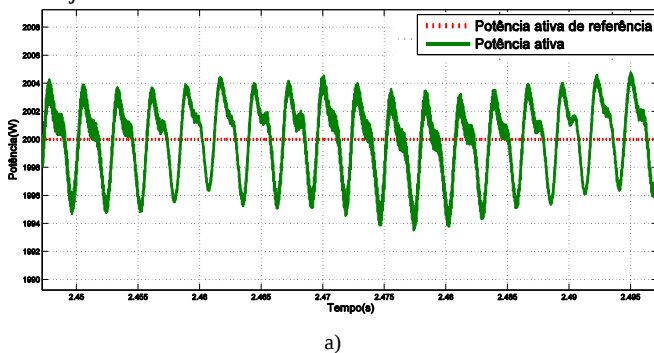


Fig. 6. a) Visualização aproximada na potência ativa. b) Espectro de amplitude de componentes harmônicas relativo ao período de potência ativa selecionada.

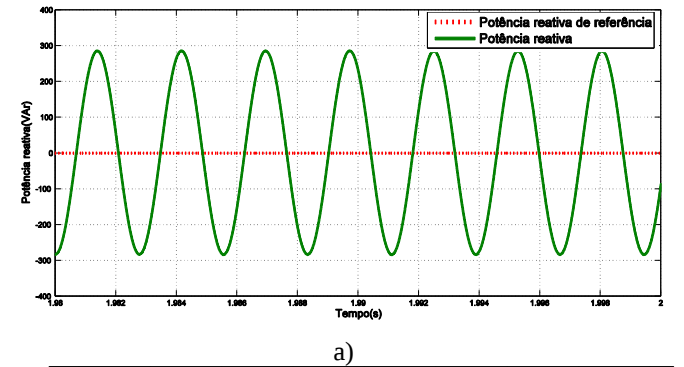


Fig. 7. a) Visualização aproximada na potência reativa. b) Espectro de amplitude de componentes harmônicas relativo ao período de potência reativa selecionada.

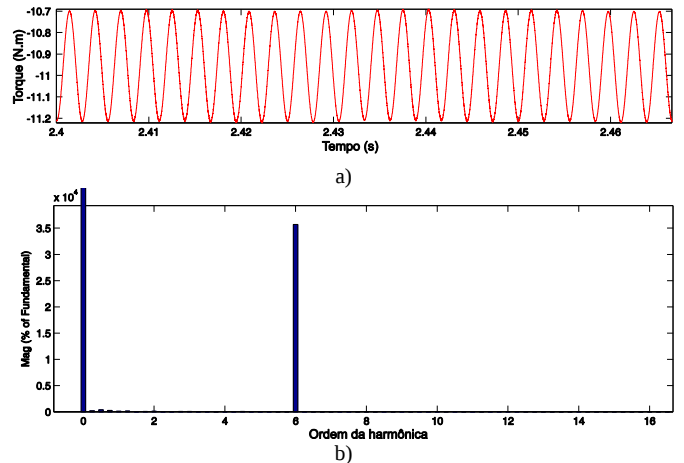


Fig. 8. a) Torque Eletromagnético. b) Espectro de amplitudes

Na Fig. 9 é apresentada a resposta da potência ativa no período de 1s a 1,02s depois da adição do compensador ressonante de 6ª ordem na qual pode ser observada a diminuição da pulsação na potência ativa devido a ação de rejeição do compensador. Na Fig. 10 pode ser observada a diminuição da oscilação na resposta da potência reativa após a inserção do compensador ressonante na malha de controle. A introdução de compensadores ressonantes de 6ª ordem nas malhas de controle de potência resulta também na diminuição

da distorção da corrente elétrica medida no estator do gerador eólico [8], como pode ser verificado na Tabela 1.

Na Figura 11 mostra-se o torque eletromagnético desenvolvido pelo GIRB conectado à rede elétrica com a presença de harmônicos de tensão de 5ª e 7ª ordens e sendo utilizados o filtro notch e o compensador ressonante. O torque eletromagnético apresentou variação causada pela componente de 6ª ordem oscilando de -10.7N.m a -11.2N.m. Esta variação pode ser solucionada realizando a metodologia proposta por [8].

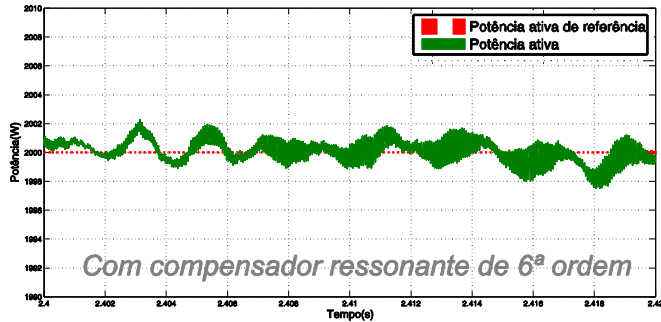


Fig. 9. Potência ativa depois da aplicação do compensador ressonante de 6ª ordem.

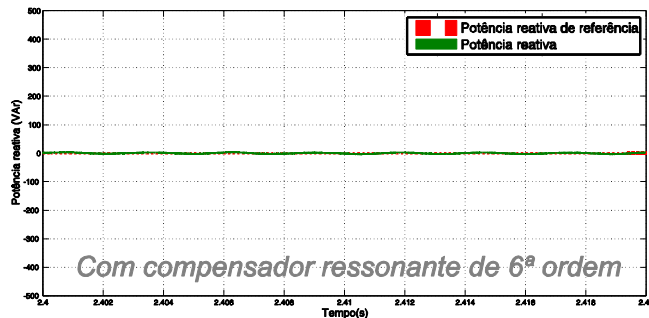


Fig. 10. Potência reativa depois da aplicação do compensador ressonante de 6ª ordem.

Tabela 1 - Percentual das harmônicas de 5ª e 7ª ordens e a THD na corrente elétrica medida no estator sem compensador ressonante e com compensador ressonante.

	Sem compensador ressonante	Com compensador ressonante
5ª	0,63%	0,08%
7ª	0,46%	0,06%
THD	0,78%	0,10%

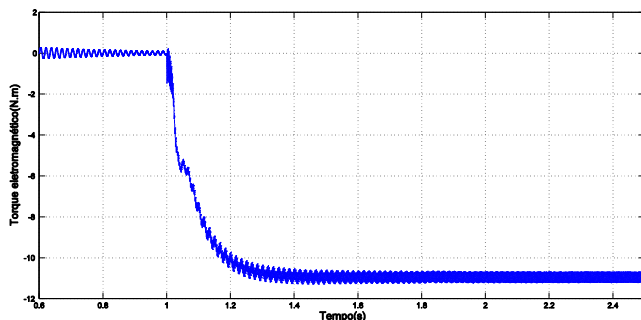


Fig. 11. Torque eletromagnético para a simulação com harmônicos de 5ª e 7ª ordens e com a utilização do filtro notch e compensador ressonante

VII. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentado o controle de potência ativa e reativa por meio da técnica de orientação do fluxo magnético do estator do gerador de indução de rotor bobinado conectado à rede elétrica, no qual foi empregado um conversor *back-to-back* com modulação PWM.

Para o sistema de geração eólico conectado a uma rede elétrica com tensão puramente senoidal, o controle tradicional de potências do GIRB apresenta bons resultados. Porém, quando conectado à rede elétrica com tensão distorcida por componentes harmônicas, o controle convencional que utiliza controladores PI mostra-se insuficiente para atender alguns critérios essenciais ao bom funcionamento do sistema de geração eólico, pois, os controladores PI são projetados para responder com erro nulo em regime permanente e a distúrbios de entrada do tipo degrau, o que não é caso da presença de distúrbios causados por sinais com frequências múltiplas da componente fundamental.

Para diminuir os impactos da presença de 5ª e 7ª harmônicas na tensão da rede elétrica nas potências ativa e reativa foi utilizado o compensador PI+Ressonante de 6ª ordem. Este compensador tem a função de rejeitar os distúrbios de 6ª ordem, diminuindo as oscilações nas potências ativa e reativa causadas por sinais senoidais com frequência de 360 Hz.

A utilização deste algoritmo de controle representa o acréscimo de uma função específica a parques eólicos que estejam conectados nos mesmo barramentos de cargas não-lineares que injetam grandes quantidades de componentes harmônicas de 5ª e 7ª ordens de tensão nos sistemas de energia elétrica.

III. REFERÊNCIAS

- [1] NIAN, Heng; QUAN, Yu; HU, Jiabing. "Improved control strategy of DFIG-based wind power generation systems connected to a harmonically polluted network". Electric Power Systems Research, China, v. 86, p.85-97, 4 jan. 2012. Anual.
- [2] SGUAREZI FILHO, Alfeu Joãozinho. "Controle de potências ativa e reativa de geradores de indução trifásicos de rotor bobinado para aplicação em geração eólica com a utilização de controladores baseados no modelo matemático dinâmico do gerador". 132 f. Tese – Doutorado em Engenharia Elétrica, DSE, UNICAMP, Campinas/SP 2010.
- [3] TRINDADE, Filipe Sarmento. "Estudo do Controle de Potências Ativa e Reativa de Geradores de Indução Duplamente Alimentados com Aplicação na Geração Eólica". 130 f. Dissertação – Mestrado em Engenharia Elétrica, DSE, UNICAMP, Campinas, 2013.
- [4] S. Muller, M. Deicke, Rik W. de Doncker, "Doubly Fed Induction Generator Systems: for wind turbines". IEEE Industry Applications Magazine, Maio/Junho/2002.
- [5] IEEE Std 519-522, "IEEE Recommended Practices and Requirements for harmonic Control in Electrical Power Systems", Abril/1993, New York/USA.
- [6] Chen, W., et al., "Stator harmonic suppression for DFIG wind power system under distorted grid voltage". 3rd IEEE International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems, 2012.
- [7] L., Changjin et al. "Stator current harmonic control with resonant controller for doubly fed induction generator". IEEE Trans. On Power Electronics, China, v. 27, n. 7, p.3207-3220, jul. 2012.
- [8] PIERCE, Seth J., "Reducing stator current harmonics for a doubly-fed induction generator connected to a distorted grid". 2013. 73 f. , Naval Postgraduate School, Monterey, 2013.
- [9] Paulilo G., Teixeira M. D., "Harmônicos – Conceitos". Revista O Setor Elétrico.