

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.191112

基于鲁棒无源控制的增强风电接入下电力系统稳定性研究

孙立明¹, 杨博²

(1. 广州水沐青华科技有限公司, 广东 广州 510898; 2. 昆明理工大学电力工程学院, 云南 昆明 650500)

摘要: 大规模风电的接入对电力系统稳定性带来了巨大挑战。双馈感应发电机(Doubly-Fed Induction Generator, DFIG)受风速强随机、建模不确定性的影响, 经典比例-积分-微分(Proportional-Integral-Derivative, PID)控制难以获得令人满意的控制效果。提出了一种新型鲁棒无源控制(Robust Passive Control, RPC)以提高接入 DFIG 的电力系统稳定性。首先将发电机非线性、参数不确定性、未建模动态和风速随机性等聚合为一个扰动, 并由非线性扩展状态观测器(Extended State Observer, ESO)进行实时快速估计。随后, 通过 RPC 对扰动估计进行在线完全补偿。同时, 通过输出反馈对闭环系统能量进行重塑, 从而注入较大的系统阻尼来改善 DFIG 在电力系统各种运行条件下的控制性能与暂态响应特性。最后, 基于阶跃风速、机端电压跌落、区域间振荡以及发电机参数不确定性四个算例进行了仿真研究。仿真结果验证了 RPC 在各种工况下的有效性和鲁棒性。

关键词: 鲁棒无源控制; 非线性观测器; 增强系统稳定性; 能量重塑

Nonlinear robust passive control for power system stability enhancement with wind power integration

SUN Liming¹, YANG Bo²

(1. Guangzhou Shuimutech Co., Ltd., Guangzhou 510898, China; 2. Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

Abstract: Large-scale integration of wind power brings great challenges for power system stability. Because of the randomness of wind speed and generator parameter uncertainties, it is difficult for conventional Proportional-Integral-Differential (PID) control to achieve a satisfactory control performance for a Doubly-Fed Induction Generator (DFIG). In this paper, a novel Robust Passive Control (RPC) is proposed to improve the stability of a power system. First, the generator nonlinearities, parameter uncertainties, unmodelled dynamics and wind speed randomness are aggregated into a perturbation. Then, fast perturbation estimation is achieved by a nonlinear Extended State Observer (ESO) in real-time. Online complete compensation of perturbation is realized by RPC. Subsequently, considerable system damping can be injected to improve the transient responses of the DFIG under various operating conditions. Finally, four cases, such as step change of wind speed, voltage drop at power grid, inter-area type disturbance and generator parameter uncertainties are simulated and studied. Simulation results verify the effectiveness and robustness of RPC under various operating conditions.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 61963020).

Key words: robust passive control; nonlinear observer; stability enhancement; energy reshaping

0 引言

风能因具有分布广泛、无污染、储量大的优点受到全世界的广泛关注。双馈感应发电机(Doubly-Fed Induction Generator, DFIG)由于能够对无功功率进行独立控制以及无需电网向其提供励磁从而在风电

场得以广泛运用^[1-2]。近年来风电对电网渗透的急剧增加对电力系统稳定性产生了巨大挑战, 严重时大规模风电的接入将导致不必要的有功功率和无功功率振荡^[3-5]。因此, 合理的 DFIG 控制设计对于提高电力系统稳定性至关重要。

目前大多数DFIG的控制策略依旧采用经典的比例-积分-微分(Proportional-Integral-Derivative, PID)控制, 其虽具有结构简单、可靠性高等优点, 但当

运行点因环境剧烈变化而频繁抖动时, 其控制性能无法达到预期效果严重时将引起风机脱网^[6]。众所周知, 风轮机为高度非线性系统, 风速的高度随机性将导致风轮机运行点在短时间内频繁发生较大偏移, 严重威胁运行安全, 因此需要更加先进的控制方法来处理此问题。

为解决上述线性控制的弊端, 近年来学术界开发了大量非线性控制或鲁棒控制策略。其中, 反馈线性化控制(Feedback Linearization Control, FLC)^[7]可抵消DFIG固有的非线性, 因此被广泛运用于DFIG控制, 以增强外界干扰的鲁棒性。另外, 文献[8]将矢量控制技术与滑模变结构控制结合起来应用在DFIG空载并网控制上, 得到了一种新型并网控制策略, 从而显著提高系统的鲁棒性。同时, 文献[9]针对不平衡电网条件下的DFIG高性能控制问题, 提出一种滑模变结构直接功率控制方法。此外, 文献[10]为增强DFIG的动态响应性能, 设计了一种滑模电流控制器。

然而, 上述先进控制器往往需要测量较多的系统状态或变量, 亦或是控制器结构较为复杂, 这为在实际应用中带来了较大难度。针对上述问题, 本文设计了一种新型鲁棒无源控制(Robust Passive Control, RPC), 旨在提高具有DFIG接入的电力系统稳定性。首先将发电机的非线性、参数不确定性、未建模动态和风速随机性聚合为一个扰动, 接着该扰动由一个滑模扰动观测器(Sliding-Mode Perturbation Observer, SMPO)进行实时在线估计。特别地, RPC无需精确的DFIG模型, 只需要测量有功功率和无功功率。因此其结构简单, 易于实现。此外, 在该策略下, 通过注入较大的系统阻尼, DFIG在电力系统各种运行条件下的暂态响应得以大幅改善。

最后, 本文通过四个算例验证RPC对于DFIG的控制性能, 并且与PID控制、FLC进行对比, 仿真结果验证了RPC的有效性和鲁棒性。

1 基于双馈感应电机的风力发电机建模

DFIG的构成如图1所示。转子侧换流器(Rotor-Side Converter, RSC)旨在调节转子角速度, 同时对无功功率进行调控; 而电网侧换流器(Grid-Side Converter, GSC)旨在调节转子功率, 并实现直流母线电压恒定^[11]。值得注意的是, 本文旨在进行有功功率调节, 因此忽略GSC的控制设计, 仅针对RSC进行控制器设计。

1.1 风力发电机建模

风轮机从风能中获取的机械功率可由式(1)表示。

$$P_m = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_p(\lambda, \beta) v_{\text{wind}}^3 \quad (1)$$

式中: ρ 为空气密度; R 为风轮机半径; $C_p(\lambda, \beta)$ 为一个关于叶尖速比 λ 和桨距角 β 的函数, 表征对风能的利用率; v_{wind} 为风速。风力涡轮机的转速对应于一定的风速, 据此可以获得最大功率系数 $C_{P_{\text{max}}}$, 从而跟踪最大机械(风)功率。一般情况下, 如果风力发电机组的运行速度超过额定风速, 则会禁用风轮机桨距角控制, 保证风力发电机组的运行安全。叶尖速比 λ 可定义为

$$\lambda = \frac{\omega_m R}{v_{\text{wind}}} \quad (2)$$

式中, ω_m 为机械转速。

此外, $C_p(\lambda, \beta)$ 可由式(3)表示。

$$C_p(\lambda, \beta) = c_1 \left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3 \beta - c_4 \right) e^{-\frac{c_5}{\lambda_i}} + c_6 \lambda \quad (3)$$

以及

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \quad (4)$$

式中: $c_1 = 0.5176$; $c_2 = 116$; $c_3 = 0.4$; $c_4 = 5$; $c_5 = 21$; $c_6 = 0.0068$ 。

1.2 发电机建模

发电机的动态方程如式(5)所示。

$$\begin{cases} \frac{di_{qs}}{dt} = \frac{\omega_b}{L'_s} (-R_1 i_{qs} + \omega_s L'_s i_{qs} + \frac{\omega_r}{\omega_s} e'_{qs} - \frac{1}{T_r \omega_s} e'_{ds} - v_{qs} + \frac{L_m}{L_{rr}} v_{qr}) \\ \frac{di_{ds}}{dt} = \frac{\omega_b}{L'_s} (-\omega_s L'_s i_{qs} - R_1 i_{qs} + \frac{1}{T_r \omega_s} e'_{qs} + \frac{\omega_r}{\omega_s} e'_{ds} - v_{ds} + \frac{L_m}{L_{rr}} v_{qr}) \\ \frac{de'_{qs}}{dt} = \omega_s \omega_b \left[R_2 i_{ds} - \frac{1}{T_r \omega_s} e'_{qs} + (1 - \frac{\omega_r}{\omega_s}) e'_{ds} - \frac{L_m}{L_{rr}} v_{dr} \right] \\ \frac{de'_{ds}}{dt} = \omega_s \omega_b \left[-R_2 i_{qs} - (1 - \frac{\omega_r}{\omega_s}) e'_{qs} - \frac{1}{T_r \omega_s} e'_{ds} + \frac{L_m}{L_{rr}} v_{qr} \right] \end{cases} \quad (5)$$

式中: ω_b 为机械转速; ω_s 为同步角转速度; ω_r 为转子角速度; e'_{ds} 和 e'_{qs} 分别为 d 轴和 q 轴暂态阻抗后的电压; i_{ds} 和 i_{qs} 分别为 d 轴和 q 轴定子电流; v_{ds} 和 v_{qs} 分别为 d 轴和 q 轴定子端电压; v_{dr} 和 v_{qr} 分别为 d 轴和 q 轴转子端电压; L_m 为定转子间互感; 其余参数见附录。

发电机产生的有功功率由式(6)可得

$$P_e = e'_{qs} i_{qs} + e'_{ds} i_{ds} \quad (6)$$

式中, $e'_{ds} \equiv 0$ 以及 e'_{qs} 与端电压幅值相等。

与此相似, 无功功率 Q_e 为

$$Q_e = v_{qs} i_{ds} - v_{ds} i_{qs} \quad (7)$$

1.3 机械转轴系统建模

机械转轴系统由等价惯性常数 H_m 的集中惯量系统表示, 集中惯性常数 $H_m^{[12]}$ 为

$$H_m = H_t + H_g \quad (8)$$

式中: H_t 为风轮机的惯性常数; H_g 为发电机的惯性常数。

此外, 机械转轴系统的机电动态方程可如式(9)所示。

$$\frac{d\omega_m}{dt} = \frac{1}{2H_m}(T_m - T_e - D\omega_m) \quad (9)$$

式中: ω_m 为集中惯量系统的旋转角速度; D 表示集中惯量系统的综合阻尼; T_m 为机械转矩, 且 $T_m = P_m / \omega_m$ 。

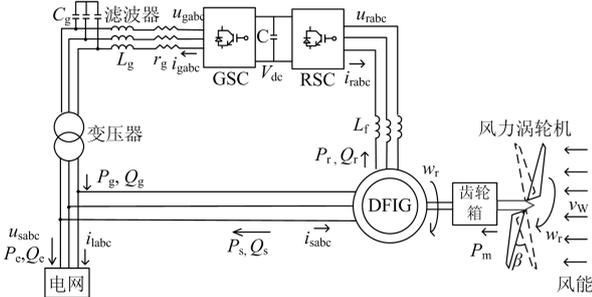


图1 DFIG系统示意图

Fig. 1 Configuration of DFIG system

2 基于非线性观测器的鲁棒无源控制

考虑如下标准非线性系统

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax + B(a(x) + b(x)u + d(t)) \\ y = x_1 \end{cases} \quad (10)$$

式中: $x = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T \in R^n$ 为系统状态矢量; $u \in R$, $y \in R$ 分别为系统输入和输出; $a(x): R^n \mapsto R$ 和 $b(x): R^n \mapsto R$ 为未知光滑函数; $d(t): R^+ \mapsto R$ 为外部时变扰动。其中 $n \times n$ 矩阵 A 和 $n \times 1$ 矩阵 B 可由式(11)表示。

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 1 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix}_{n \times n}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_{n \times 1} \quad (11)$$

系统(10)所描述的扰动定义为

$$\psi(x, u, t) = a(x) + (b(x) - b_0)u + d(t) \quad (12)$$

式中, b_0 为定常数控制增益。

考虑系统(10)所描述系统通过扰动(12)改写, 可得状态 x_n 的倒数, 如式(13)所示。

$$\dot{x}_n = a(x) + (b(x) - b_0)u + d(t) + b_0u = \psi(x, u, t) + b_0u \quad (13)$$

进一步定义一个虚拟状态 $x_{n+1} = \psi(x, u, t)$ 来替代扰动, 系统(10)被扩展为 $(n+1)$ 阶增广系统, 即

$$\begin{cases} y = x_1 \\ \dot{x}_1 = x_2 \\ \vdots \\ \dot{x}_n = x_{n+1} + b_0u \\ \dot{x}_{n+1} = \psi(\cdot) \end{cases} \quad (14)$$

此时新的状态向量定义为 $x_e = [x_1, x_2, \dots, x_n, x_{n+1}]^T$, 并且进行以下两点假设^[13-14]。

假设1 b_0 受式子 $|b(x)/b_0 - 1| \leq \theta < 1$ 所限制, 且 θ 为一正常数。

假设2 函数 $\psi(x, u, t): R^n \times R \times R^+ \mapsto R$ 和 $\dot{\psi}(x, u, t): R^n \times R \times R^+ \mapsto R$ 在定义域上满足 $|\psi(x, u, t)| \leq \gamma_1$, $|\dot{\psi}(x, u, t)| \leq \gamma_2$ 且 $\psi(0, 0, 0) = 0$ 以及 $\dot{\psi}(0, 0, 0) = 0$, 其中 γ_1 和 γ_2 为正常数。

在本文中 $\tilde{x} = x - \hat{x}$ 定义为 x 的估计误差, \hat{x} 为 x 的估计, x^* 为 x 的参考值。考虑最苛刻的极端情况, 即仅有 $y = x_1$ 唯一一个系统状态量可测, 对于增广系统(14), 设计一个 $(n+1)$ 阶 SMPO 来估计系统的状态和扰动, 如式(15)所示。

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}}_1 = \hat{x}_2 + \alpha_1 \tilde{x}_1 + k_1 \text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0) \\ \vdots \\ \dot{\hat{x}}_n = \hat{\psi}(\cdot) + \alpha_n \tilde{x}_1 + k_n \text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0) + b_0u \\ \hat{\psi}(\cdot) = \alpha_{n+1} \tilde{x}_1 + k_{n+1} \text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0) \end{cases} \quad (15)$$

式中, $\alpha_i (i=1, 2, \dots, n+1)$ 为 Luenberger 观测器增益, 旨在使多项式 $s^{n+1} + \alpha_1 s^n + \dots + \alpha_{n+1} = (s + \lambda_\alpha)^{n+1} = 0$ 的极点落于复平面的左半平面上的 $-\lambda_\alpha$, 满足 $\alpha_i = C_{n+1}^i \lambda_\alpha^i, i=1, 2, \dots, n+1$ 。此外, 正常数 k_i 为滑动平面增益, 满足 $k_i \geq |\tilde{x}_2|^{\max}$, 其中引入比例 $k_i/k_1 (i=2, 3, \dots, n+1)$ 使得多项式 $p^n + (k_2/k_1)p^{n-1} + \dots + (k_n/k_1)p + (k_{n+1}/k_1) = (p + \lambda_k)^n = 0$ 的极点落在复平面的左半平面上的 $-\lambda_k$ 。同时, 满足 $k_{i+1} = C_n^i \lambda_k^i k_1, i=1, 2, \dots, n$ 。此外, 使用 $\text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0)$ 函数替代 $\text{sgn}(\tilde{x}_1)$ 函数, 减少由于不连续性引起的滑模观测器中通常存在的抖振影响, 并做出以下定义,

当 $|\tilde{x}_1| > \epsilon_0$ 时, $\text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0) = \tilde{x}_1 / |\tilde{x}_1|$; 当 $|\tilde{x}_1| \leq \epsilon_0$ 时, $\text{sat}(\tilde{x}_1, \epsilon_0) = \tilde{x}_1 / \epsilon_0$, ϵ_0 为观测器的层宽系数。

通过状态和扰动估计值, 设计针对系统(10)的 RPC 如式(16)所示。

$$\begin{cases} u = b_0^{-1} \left(-\hat{\psi}(\cdot) - K(\hat{x} - x^*) + v \right) \\ v = -\phi(y) \end{cases} \quad (16)$$

式中: v 为附加输入; $\phi(y)$ 为平滑函数且满足 $\phi(0) = 0$, 当 $y \neq 0$ 时 $y\phi(y) > 0$, 因此闭环系统的输出被严格限制为无源系统; 其中 $K = [k_1, k_2, \dots, k_n]$ 为反馈控制增益, 使得矩阵 $A_1 = A - BK$ 满足 Hurwitzian 条件。

3 双馈感应发电机的鲁棒无源控制设计

选取有功功率 P_e 和无功功率 Q_e 的控制误差 $e = [e_1 \ e_2]^T$ 为控制输出, 可得

$$\begin{cases} e_1 = P_e - P_e^* \\ e_2 = Q_e - Q_e^* \end{cases} \quad (17)$$

式中, P_e^* 和 Q_e^* 分别为有功功率和无功功率的参考值。

对上式求导直至控制输入 v_{dr} 和 v_{qr} 显性出现, 如式(18)所示。

$$\begin{bmatrix} \dot{e}_1 \\ \dot{e}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1 - \dot{P}_e^* \\ f_2 - \dot{Q}_e^* \end{bmatrix} + \mathbf{B} \begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix} \quad (18)$$

其中

$$f_1 = \omega_b \omega_s \left[\left(1 - \frac{\omega}{\omega_s} \right) (e'_{ds} i_{qs} - e'_{qs} i_{ds}) - \frac{1}{\omega_s T_r} (e'_{qs} i_{ds} + e'_{ds} i_{qs}) \right] + \frac{\omega_b}{L'_s} \left[\frac{\omega}{\omega_s} (e'^2_{ds} + e'^2_{qs}) + \omega_s L'_s (e'_{qs} i_{ds} - e'_{ds} i_{qs}) - R_1 (e'_{qs} i_{qs} + e'_{ds} i_{ds}) - e'_{qs} v_{qs} \right] \quad (19)$$

$$f_2 = \frac{\omega_b}{L'_s} \left(\omega_s L'_s i_{qs} + R_1 i_{ds} - \frac{1}{\omega_s T_r} e'_{qs} - \frac{\omega_r}{\omega_s} e'_{ds} \right) v_{qs} + \frac{\omega_b}{L'_s} \left(-R_1 i_{qs} + \omega_s L'_s i_{ds} + \frac{\omega_r}{\omega_s} e'_{qs} - \frac{1}{\omega_s T_r} e'_{ds} - v_{qs} \right) v_{ds} \quad (20)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{\omega_b L_m}{-2H_m L_{tr}} \left(\frac{e'_{ds}}{\omega_s L'_s} - i_{ds} \right) & \frac{\omega_b L_m}{-2H_m L_{tr}} \left(\frac{e'_{qs}}{\omega_s L'_s} + i_{ds} \right) \\ -\frac{\omega_b L_m}{L'_s L_{tr}} v_{qs} & \frac{\omega_b L_m}{L'_s L_{tr}} v_{ds} \end{bmatrix} \quad (21)$$

式中: \mathbf{B} 为控制增益矩阵, 通过计算可知 $\det(\mathbf{B}) = -\frac{\omega_b^2 L_m^2 v_{qs}}{2H_m L'_m L_{tr}^2} \left(\frac{e'_{qs}}{\omega_s L'_s} + i_{ds} \right) \neq 0$, 因此该矩阵可逆且全局可线性化。

假设系统非线性且参数未知, 定义式(18)所描述系统的扰动 $\psi_1(\cdot)$ 和 $\psi_2(\cdot)$ 为

$$\begin{bmatrix} \psi_1(\cdot) \\ \psi_2(\cdot) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \end{bmatrix} + (\mathbf{B} - \mathbf{B}_0) \begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix} \quad (22)$$

定常数控制增益矩阵 \mathbf{B}_0 形式如下:

$$\mathbf{B}_0 = \begin{bmatrix} b_{11} & 0 \\ 0 & b_{22} \end{bmatrix} \quad (23)$$

式(18)所描述系统可等价于

$$\begin{bmatrix} \dot{e}_1 \\ \dot{e}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \psi_1(\cdot) \\ \psi_2(\cdot) \end{bmatrix} + \mathbf{B}_0 \begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{P}_e^* \\ \dot{Q}_e^* \end{bmatrix} \quad (24)$$

采用一个二阶 SMPO 来估计扰动 $\psi_1(\cdot)$, 如下:

$$\begin{cases} \hat{P}_e = \hat{\psi}_1(\cdot) + \alpha_{11} \tilde{P}_e + k_{11} \text{sat}(\tilde{P}_e, \epsilon_0) + b_{11} v_{dr} \\ \hat{\psi}_1(\cdot) = \alpha_{12} \tilde{P}_e + k_{12} \text{sat}(\tilde{P}_e, \epsilon_0) \end{cases} \quad (25)$$

式中, k_{11} 、 k_{12} 、 α_{11} 和 α_{12} 为观测器增益且均为正常数。

同时, 应用另一个二阶 SMPO 估计扰动 $\psi_2(\cdot)$, 可得

$$\begin{cases} \hat{Q}_e = \hat{\psi}_2(\cdot) + \alpha_{21} \tilde{Q}_e + k_{21} \text{sat}(\tilde{Q}_e, \epsilon_0) + b_{22} v_{qr} \\ \hat{\psi}_2(\cdot) = \alpha_{22} \tilde{Q}_e + k_{22} \text{sat}(\tilde{Q}_e, \epsilon_0) \end{cases} \quad (26)$$

其中, 观测器增益 k_{21} 、 k_{22} 、 α_{21} 、及 α_{22} 均为正常数, 系统(18)的 RPC 设计为

$$\begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_0^{-1} \begin{bmatrix} -\hat{\psi}_1(\cdot) - K_1(\hat{P}_e - P_e^*) + v_1 \\ -\hat{\psi}_2(\cdot) - K_2(\hat{Q}_e - Q_e^*) + v_2 \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\begin{cases} v_1 = -\lambda_1 (P_e - P_e^*) \\ v_2 = -\lambda_2 (Q_e - Q_e^*) \end{cases} \quad (28)$$

式中, K_1 和 K_2 的值需大于 0, 以保证系统的稳定性, 证明参见文献[24]中的第三章与第四章。并通过选取附加输入的能量重塑系数 λ_1 和 λ_2 , 增加闭环系统的阻尼, 从而实现令人满意的系统暂态响应特性。

针对 DFIG 系统的 RPC 总体控制框图如图 2 所示, 其中仅需测量有功功率 P_e 和无功功率 Q_e 而无

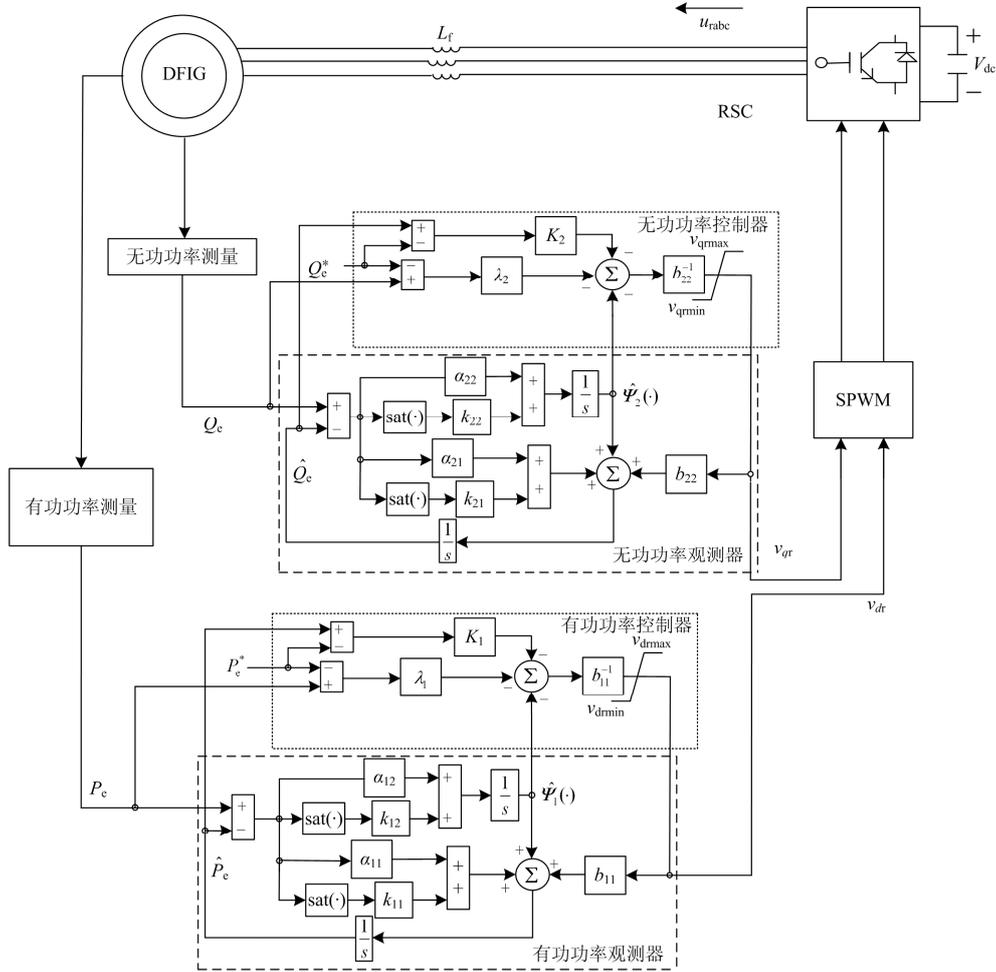


图 2 DFIG 的 RPC 整体框图

Fig. 2 Overall RPC structure of DFIG

需其他系统状态或参数测量。最后，通过正弦脉冲宽度调制(Sinusoidal Pulse Width Modulation, SPWM)技术^[15-16]对控制输入进行调制。

4 算例研究

为验证 RPC 应用于 DFIG 的有效性和鲁棒性，本章将基于四种算例测试其控制性能并与 PID 控制^[17-18]、FLC^[7]进行比较，即：(1) 阶跃风速、(2) 机端电压跌落、(3) 区域间振荡、(4) 发电机参数不确定性。考虑到在某些工况下控制输入可能超过 RSC 的允许值，因此限制控制输出幅值如下：

$$\text{如果 } v_r = \sqrt{v_{dr}^2 + v_{qr}^2} > v_r^{\max},$$

$$\text{则 } v_{dr}^{\lim} = v_{dr} v_r^{\max} / v_r \text{ 且 } v_{qr}^{\lim} = v_{qr} v_r^{\max} / v_r.$$

此外，RPC 参数如表 1 所示。仿真在配备 2.2 GHz Intel CoreTM i7 CPU、8 GB RAM 的个人计算机 Matlab/Simulink 2017a 环境中进行。在此，有功功率与无功功率是通过测量对应的电流与电压后经

式(6)和式(7)计算得到。另外，仿真步长为 10^{-4} s。

需要说明的是，本文所指的暂态特性是指跟踪误差的收敛速率与大小，即更好的暂态特性对应着更快的收敛速率与更低的收敛误差。特别地，较大的能量重塑系数 λ_1 和 λ_2 会提高系统的收敛速率并降低收敛误差，然而其同时亦会提高控制成本。为平衡上述矛盾，本文通过试错法选取其值(表 1 所列)，其值仅需大于 0 即可保证稳定性，这可以通过将 λ_1 和 λ_2 融入到原始反馈增益 K_1 与 K_2 中即可证明。具体的稳定性与稳定裕度的论证在参考文献 [24] 已详细给出，在此不再赘述。将表 1 的控制器具体参数代入相应公式，最终可得到具体的控制器表达式，如式(29)一式(32)所示。

$$\begin{cases} \hat{P}_e = \hat{\psi}_1(\cdot) + 40\tilde{P}_e + 15\text{sat}(\tilde{P}_e, 0.2) - 3000v_{dr} \\ \hat{\psi}_1(\cdot) = 400\tilde{P}_e + 600\text{sat}(\tilde{P}_e, 0.2) \end{cases} \quad (29)$$

$$\begin{cases} \dot{\hat{Q}}_e = \hat{\psi}_2(\cdot) + 40\tilde{Q}_e + 15\text{sat}(\tilde{Q}_e, 0.2) - 4500v_{qr} \\ \hat{\psi}_2(\cdot) = 400\tilde{Q}_e + 600\text{sat}(\tilde{Q}_e, 0.2) \end{cases} \quad (30)$$

$$\begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_0^{-1} \begin{bmatrix} -\hat{\psi}_1(\cdot) - 30(\hat{P}_e - P_e^*) + v_1 \\ -\hat{\psi}_2(\cdot) - 15(\hat{Q}_e - Q_e^*) + v_2 \end{bmatrix} \quad (31)$$

$$\begin{cases} v_1 = -25(P_e - P_e^*) \\ v_2 = -15(Q_e - Q_e^*) \end{cases} \quad (32)$$

表 1 RPC 的控制参数

Table 1 Control parameters of RPC

有功功率	$b_{11}=-3\ 000$	$K_1=30$	$\lambda_1=25$	$\alpha_{11}=40$	$\alpha_{12}=400$
控制回路	$k_{11}=15$	$k_{12}=600$	$\epsilon_0=0.2$		
无功功率	$b_{22}=-4\ 500$	$K_2=15$	$\lambda_2=15$	$\alpha_{21}=40$	$\alpha_{22}=400$
控制回路	$k_{21}=15$	$k_{22}=600$			

4.1 阶跃风速

图 3 为风速发生 10 m/s 到 12 m/s 阶跃变化, 桨距角固定为 15°, 对 RPC 进行测试的响应曲线。由图 3 可以看出, PID 控制需 4 s 才能有效地抑制有功功率振荡, 而 RPC 可在不到 0.5 s 内有效地抑制振荡, 同时其在三种控制方法中超调量最小。

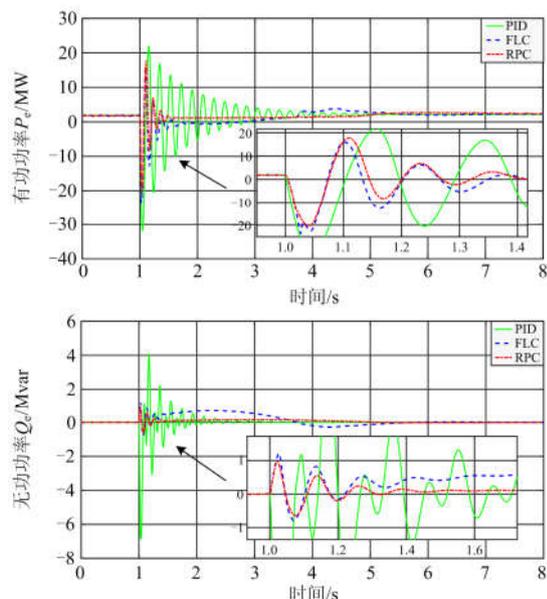


图 3 阶跃风速下的系统响应示意图

Fig. 3 System responses obtained under step changes of wind speed

4.2 机端电压跌落

随着风电在电网中的比例日益增长, 当电网电压由于电网故障或负载变化而跌落时, 通常要求风力发电机组能够实现低压穿越, 保证发电机在电压

骤降期间及之后安全运行不与电网发生解列^[19-21]。为测试 RPC 的动态响应特性, 在 1 s 的时候电压跌落至 0.65 p.u., 并维持 1 s 之后恢复至额定值, 风速恒定为 12 m/s, 固定俯仰角为 15°。系统响应如图 5 所示, 可见 PID 控制在发生故障的前 0.5 s 内, 出现严重的高频功率振荡, 严重时这种振荡可能影响电力系统稳定性, 特别是风力发电渗透率高的情况下。相比 PID 控制和 FLC, RPC 可以有效抑制有功功率和无功功率振荡, 其具有最小的超调量以及最短的收敛时间。

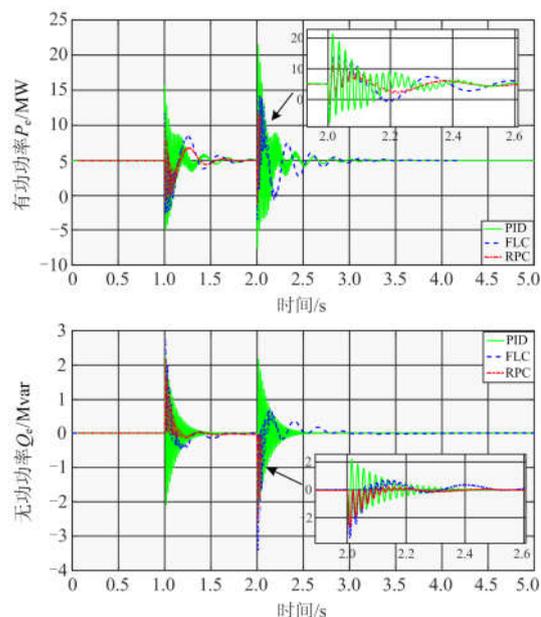


图 4 机端电压跌落系统响应

Fig. 4 System responses obtained voltage drop

4.3 区域间振荡

多组发电机之间出现区域间振荡模式往往会影 响电力系统的稳定运行, 为此必须抑制低频振荡的发生^[22-23]。基于单机无穷大系统(Single Machine Infinite Bus, SMIB)设计的传统控制器受区域间振荡模式影响, 其控制性能往往难以表现出令人满意的效果, 因此, 基于 SMIB 设计的 RPC 在不同振荡频率的多机系统模型上进行性能测试是必不可少的一部分, 其中一种方法称为单机准无穷大母线, 即电网的无穷大母线通过区域间频率进行调节。引入区域间振荡 $v_s=1+0.1\sin(\pi t/1.25)$, 其频率为 0.4 Hz。系统响应如图 7 所示, 受到这种未知的外部扰动, PID 控制和 FLC 的控制性能都有所下降。相比之下, 因 RPC 对外部扰动可以进行快速估计和实时补偿, 故区域间振荡可以得到有效地抑制。

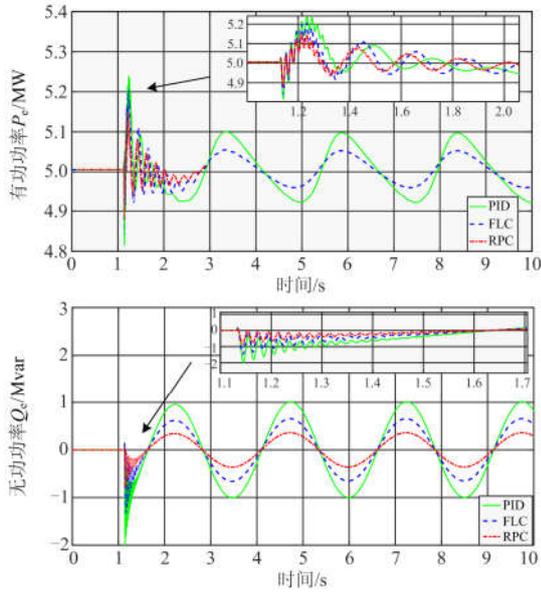


图 5 受区域间振荡 $v_s=1+0.1\sin(\pi t/1.25)$ 的系统响应
Fig. 5 System responses obtained under an inter-area type disturbance $v_s=1+0.1\sin(\pi t/1.25)$

4.4 发电机参数不确定性

为评估各控制器在发电机参数不确定下的鲁棒性,对定子电阻 R_s 和互感 L_m 在额定值 $\pm 20\%$ 变化范围内的测量误差进行仿真,为此对电网施加持续 0.1s 幅值为 0.2 p.u. 的电压跌落。图 6 给出了发电机参数在 20% 不确定性下的有功功率 $|P_e|$ 的峰值变化情况,可知通过 PID 控制,FLC 和 RPC 的有功功率 $|P_e|$ 的峰值绝对值变化分别为 10.2%、22.4%、5.3%。值得注意的是,FLC 需要精确的系统模型,因此任何建模误差都将影响其控制性能。相比之下,

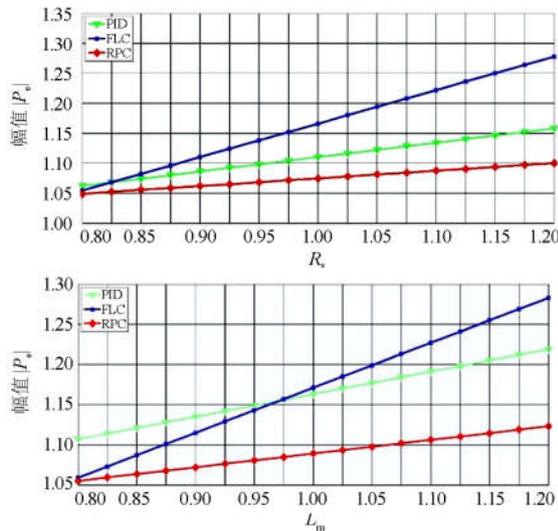


图 6 发电机参数不确定下的系统鲁棒性

Fig. 6 System robustness under generator parameter uncertainties

PID 控制和 RPC 并不需要精确的系统模型,因此它们对参数测量误差更具鲁棒性。而且,由于 RPC 可以实时补偿参数不确定性,因此与 PID、FLC 相比,具有最强的鲁棒性。

4.5 定量分析

基于三种算例的各控制器绝对误差积分(Integral of Absolute Error, IAE)如表 2 所示,其中 $IAE_x = \int_0^T |x - x^*| dt$, 积分时间 $T = 10$ s, 数据表明,与 PID 控制和 FLC 相比,在所有算例中 RPC 具有最小的 IAE 指数(加粗表示),在三种控制器中控制效果最佳。尤其是阶跃风速中, IAE_{P_e} 分别仅为 PID 控制和 FLC 的 20.97%和 65.55%。

表 2 基于不同算例的各控制器的 IAE (p.u.)

Table 2 IAE indices of different controllers based on different scenarios (p.u.)

算例	阶跃风速	机端电压跌落	区域间振荡
有功功率的 IAE 指数 IAE_{P_e}			
PID	1.216	2.166	0.855
FLC	0.389	1.459	0.516
RPC	0.255	1.287	0.429
无功功率的 IAE 指数 IAE_{Q_e}			
PID	0.752	0.896	0.917
FLC	0.689	1.016	0.639
RPC	0.611	0.987	0.528

最后,表 3 对基于三种算例的各控制器总体控制成本进行了对比。可以明显地看到,阶跃风速、机端电压跌落中 RPC 所需的控制成本最低。此外,区域间振荡中 RPC 控制成本虽略高于 FLC,但二者差别较小。综上所述,在各种运行条件下,RPC 具有全局一致的控制性能,控制成本合理,整体优于 PID 控制和 FLC。

表 3 不同控制器在不同算例下的总体控制成本

Table 3 Overall control costs of different controllers obtained in different scenarios

算例	阶跃风速	机端电压跌落	区域间振荡
PID	0.274	0.217	0.469
FLC	0.209	0.165	0.388
RPC	0.187	0.148	0.392

p.u.

5 结论

本文针对 DFIG 设计了一种无需精确系统模型的 RPC 方法以提高电力系统稳定性。首先通过滑模扰动观测器对发电机的非线性、参数不确定性、未建模动态和风速随机性进行在线实时估计,然后

设计无源控制器对该扰动估计进行实时完全补偿。此外, RPC 向 DFIG 注入额外阻尼, 通过重塑能量大幅改善 DFIG 的暂态响应性能。由于仅需要测量有功功率和无功功率, 因此 RPC 对各种不确定性具有较强的鲁棒性, 并可实现不同工况下的全局控制一致性。

基于阶跃风速、机端电压跌落、区域间振荡以及发电机参数不确定性的四个算例表明: RPC 能够有效地抑制有功功率和无功功率振荡, 同时具有最小的超调量以及最快的响应速率, 其控制性能优于 PID 控制和 FLC, 且控制成本合理, 从而可大幅提升电力系统的稳定性。未来将通过实时数字模拟器 (Real-Time Digital Simulator, RTDS) 对 GSC 的 RPC 进行研究, 以期完成整个 DFIG 控制系统的设计, 并在多机组系统中测试其硬件可行性。

附录

(1) 系统参数

$$\omega_b = 100\pi \text{ rad/s}, \omega_s = 1.0 \text{ p.u.}, \omega_{r_base} = 1.29 \text{ p.u.}, \\ v_{s_norm} = 1.0 \text{ p.u.}$$

(2) DFIG 参数

$$P_{rated} = 10 \text{ MW}, R_s = 0.005 \text{ p.u.}, L_m = 4.0 \text{ p.u.}, \\ R_r = 1.1R_s, L_{ss} = 1.0L_m, L_{rr} = 1.005L_{ss}, \\ L'_s = L_{ss} - \frac{L_m^2}{L_{rr}}, T_r = L_{rr} / R_r, R_1 = R_s + R_2, \\ R_2 = (L_m / L_{rr})^2 R_r$$

(3) 风轮机参数

$$\rho = 1.225 \text{ kg/m}^3, R = 58.59 \text{ m}^2, \\ v_{wind_norm} = 15 \text{ m/s}, \lambda_{opt} = 6.325, \\ H_m = 4.4 \text{ s}, \beta_{norm} = 15 \text{ deg.}$$

参考文献

- [1] 赵晶晶, 符杨, 李东东. 考虑双馈电机风电场无功调节能力的配电网无功优化[J]. 电力系统自动化, 2011, 35(11): 33-38.
ZHAO Jingjing, FU Yang, LI Dongdong. Reactive power optimization in distribution network considering reactive power regulation capability of DFIG wind farm[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 35(11): 33-38.
- [2] 邹志策, 雷一, 欧然, 等. 改善双馈感应发电机无功特性的变阻值撬棒保护方案[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(22): 87-94.
ZHOU Zhice, LEI Yi, OU Ran, et al. Crowbar protection scheme based on dynamic resistance for reactive power improvement of doubly fed induction generator[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(22): 87-94.
- [3] 胡家兵, 贺益康, 王宏胜. 不平衡电网电压下双馈感应发电机转子侧变换器的比例-谐振电流控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(6): 48-56.
HU Jiabing, HE Yikang, WANG Hongsheng. Proportional-resonant current control scheme for rotor-side converter of doubly-fed induction generators under unbalanced network voltage conditions[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(6): 48-56.
- [4] 吕勇, 雷涛, 黄国华, 等. 并网双馈风力机感应发电机效应研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(24): 154-158.
LÜ Yong, LEI Tao, HUANG Guohua, et al. Induction generator effect analysis of doubly-fed wind generator connected to the power system[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(24): 154-158.
- [5] 赵霞, 王倩, 邵彬, 等. 双馈感应风力发电系统低电压穿越控制策略研究及其分析[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(16): 57-64.
ZHAO Xia, WANG Qian, SHAO Bin, et al. Low voltage ride through control strategy and its analysis of doubly fed induction generator[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(16): 57-64.
- [6] 韩京清. 利用非线性特性改进 PID 控制律[J]. 信息与控制, 1995, 24(6): 356-364.
HAN Jingqing. The improvement of PID control law by using nonlinearity[J]. Information and Control, 1995, 24(6): 356-364.
- [7] YANG B, JIANG L, WANG L, et al. Nonlinear maximum power point tracking control and modal analysis of DFIG based wind turbine[J]. International Journal of Electrical Power and Energy System, 2016, 74: 429-436.
- [8] 王君瑞, 彭飘飘. 双馈风力发电空载软并网控制[J]. 电力电子技术, 2015, 49(9): 22-24.
WANG Junrui, PENG Piaopiao. Soft cutting in control of doubly fed wind power generation with no-load[J]. Power Electronics, 2015, 49(9): 22-24.
- [9] 文小飞, 万俊, 席世友, 等. 不平衡电网条件下 DFIG 滑模变结构直接功率控制[J]. 电机与控制应用, 2015, 42(4): 21-26.
WEN Xiaofei, WANG Jun, XI Shiyu, et al. Sliding mode variable structure direct power control of DFIG under unbalanced power[J]. Electric Machines & Control Application, 2015, 42(4): 21-26.
- [10] 王艾萌, 郗文远. 基于滑模控制器的双馈风电机组低电压穿越控制策略[J]. 电机与控制应用, 2016, 43(3): 54-58, 73.
WANG Aimeng, XI Wenyuan. A SMC-based low voltage

- ride-through capability enhancement for DFIG wind turbines[J]. Electric Machines & Control Application, 2016, 43(3): 54-58, 73.
- [11] YANG B, ZHANG X S, YU T, et al. Grouped grey wolf optimizer for maximum power point tracking of doubly-fed induction generator based wind turbine[J]. Energy Conversion and Management, 2017, 133: 427-443.
- [12] QIAO W. Dynamic modeling and control of doubly fed induction generators driven by wind turbines[C] // IEEE/PES Power Systems Conference and Exposition, March 15-18, 2009, Seattle, USA: 1-8.
- [13] YANG B, SANG Y Y, SHI K, et al. Design and real-time implementation of perturbation observer based sliding-mode control for VSC-HVDC systems[J]. Control Engineering Practice, 2016, 56: 13-26.
- [14] LIU Y, WU Q H, ZHOU X X, et al. Perturbation observer based multiloop control for the DFIG-WT in multimachine power system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(6): 2905-2915.
- [15] 周卫平, 吴正国, 唐劲松, 等. SVPWM 的等效算法及 SVPWM 与 SPWM 的本质联系[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(2): 133-137.
ZHOU Weiping, WU Zhengguo, TANG Jingsong, et al. A novel algorithm of SVPWM and the study on the essential relationship between SVPWM and SPWM[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(2): 133-137.
- [16] 李宁, 王跃, 雷万钧, 等. 三电平 NPC 变流器 SVPWM 策略与 SPWM 策略的等效关系研究[J]. 电网技术, 2014, 38(5): 1283-1290.
LI Ning, WANG Yue, LEI Wanjun, et al. Research on equivalent relations between two kinds of SVPWM strategies and SPWM strategy for three-level neutral point clamped converter[J]. Power System Technology, 2014, 38(5): 1283-1290.
- [17] 郭鹏. 模糊前馈与模糊 PID 结合的风力发电机组变桨距控制[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(8): 123-128.
GUO Peng. Variable pitch control of wind turbine generator combined with fuzzy feed forward and fuzzy PID controller[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(8): 123-128.
- [18] 崔家瑞, 李擎, 张波, 等. 永磁同步电机变论域自适应模糊 PID 控制[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(增刊 1): 190-194.
CUI Jiarui, LI Qing, ZHANG Bo, et al. Permanent magnet synchronous motor of variable universe adaptive fuzzy PID control[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(S1): 190-194.
- [19] SAAD N H, SATTAR A A, MANSOUR A E M. Low voltage ride through of doubly-fed induction generator connected to the grid using sliding mode control strategy[J]. Renewable Energy, 2015, 80: 583-594.
- [20] RASHID G, ALI M H. Nonlinear control-based modified BFCL for LVRT capacity enhancement of DFIG-based wind farm[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(1): 284-295.
- [21] 李圣清, 刘境雨. 基于模糊自抗扰的不平衡电压下 DFIG 的 LVRT 控制[J]. 电气传动, 2019, 49(6): 54-58.
LI Shengqing, LIU Jingyu. Low voltage ride through control for the DFIG based on fuzzy active-disturbance rejection controller[J]. Electric Drive, 2019, 49(6): 54-58.
- [22] YAO W, JIANG L, WEN J Y, et al. Wide-area damping controller for power system inter-area oscillations: a networked predictive control approach[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2015, 23(1): 27-36.
- [23] 高本锋, 刘晋, 李忍, 等. 风电机组的次同步控制相互作用研究综述[J]. 电工技术学报, 2015, 30(16): 154-161.
GAO Benfeng, LIU Jin, LI Ren, et al. Studies of sub-synchronous control interaction in wind turbine generators[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(16): 154-161.
- [24] JIANG L, WU Q H, WEN J Y. Nonlinear adaptive control via sliding-mode state and perturbation observer[J]. IEE Proceedings — Control Theory and Applications, 2002, 149(4): 269-277.

收稿日期: 2019-09-13; 修回日期: 2019-10-26

作者简介:

孙立明(1977—), 男, 硕士, 主要研究方向为电力系统、工业制造过程的先进控制系统与装置, 电力系统生产过程数据的智能分析; E-mail: 2410924502@qq.com

杨博(1988—), 男, 通信作者, 博士, 主要研究方向为新能源与储能系统优化与控制、人工智能在智能电网中的应用。E-mail: yangbo_ac@outlook.com

(编辑 张爱琴)