

变速变桨距风电系统的功率水平控制

耿华, 杨耕

(清华大学自动化系, 北京市 海淀区 100084)

Output Power Level Control of Variable-speed Variable-pitch Wind Generators

GENG Hua, YANG Geng

(Automation Department, Tsinghua University, Haidian District, Beijing 100084, China)

ABSTRACT: A robust pitch controller for variable-speed variable-pitch wind generator systems (VSVP-WGS) is presented, in order to level the wind energy conversion based on the perturbation theory and inverse-system method. The robust pitch controller is composed of a nominal inverse-system controller and a robust compensator. With the nominal inverse-system controller, the nominal close loop system can be converted into a pseudo-linear one and then be simply stabilized by linear system approach. With the robust compensator, turbine parameters uncertainties and other nonparametric perturbations, such as the generator torque disturbances and noise, are tolerated. The performance of the robust pitch controller (RPC), which is confirmed through theory analyses and simulations, show that, it can robustly level the output power of the wind generator systems. Compared with other nonlinear controllers, RPC is simpler and can be more easily extended to other kinds of WGS.

KEY WORDS: wind generation system; pitch control; nonaffine system control; inverse-system control; robust control; output power leveling

摘要: 为实现风电系统的功率水平控制, 该文基于奇异摄动理论和逆系统方法设计了一种非线性桨距角鲁棒控制器。该控制器由逆系统标称部分和鲁棒补偿部分组成, 逆系统标称控制器可以使非仿射型非线性标称风机模型的输入-输出动态跟踪其参考模型动态; 鲁棒补偿输入可以消除参数不确定性、风速检测误差和发电机转矩扰动对系统输出功率的影响。理论分析和仿真实验证明了该控制器的稳定性, 结果表明, 该控制器可以在风速波动时有效控制风电系统的输出功率水平, 并且对参数化和非参数化扰动具有较强的鲁棒性。

关键词: 风力发电系统; 桨距角控制; 非仿射型系统控制; 逆系统控制; 鲁棒控制; 功率水平控制

基金项目: 国家自然科学基金项目(60674096)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (60674096).

0 引言

由于控制灵活、承受机械应力小等优点, 变速变桨距风机成为风电系统的发展趋势之一^[1]。然而, 风机桨叶强非线性的空气动力学特性、系统参数的不确定性给此类系统的控制带来了困难^[2-4]。同时, 风是一种随机性能源, 风速脉动往往引起风电系统输出功率脉动。随着电网中风电容量的增加, 输出功率的脉动将会影响电网的频率和电压稳定性^[5]。此时, 控制风电系统输出功率水平显得尤为必要。

目前, 国内外对风电系统功率水平控制的研究较少, 多集中在高风速区, 通过桨距角调节实现风电系统的恒功率输出, 保证系统的安全运行^[6]。桨距角控制是调节风机输出功率水平的有效手段, 它通过对空气动力载荷的直接控制调节风机的输出功率。由于风机模型的强非线性, 为降低控制难度, 大多数桨距角控制器都基于风机的线性化模型而设计。文献[7]采用极点配置的方法设计了比例-积分-微分(proportional-integral-differential, PID) 桨距角控制器, 然而, 当风机运行点偏离其线性化点时, 该控制器的性能严重降低, 甚至会引起系统的不稳定^[8]。为解决上述问题, 文献[9-11]设计了变增益的控制器, 随着风机运行点的变化不断改变控制器增益, 该方法需已知风机桨叶迎风面的风速, 而风速测量仪一般位于风机的逆风区, 由于塔影效应和尾流效应的影响, 测得的风速与风机桨叶迎风面的风速有一定差别, 增加了该方法的应用难度^[12-13]。文献[14]提出了 H_∞ 控制器, 仿真结果说明其适用于线性化风机模型, 其性能并未在非线性模型上得到验证。文献[12-13, 15-16] 将扰动调节控制理论引入到桨距角控制中, 通过扰动观测器估算风速的变化, 根据风速和风机转速的变化量改变桨距角。然而,

当风机运行点偏离其线性化点时，扰动观测器会产生较大观测误差，降低控制器性能。文献[8]基于线性化风机模型设计了神经网络控制器并在实际非线性模型上得到了验证，然而该方法实现难度较大。

直接基于非线性风机模型设计桨距角控制器的研究很少。文献[17-18]用高次多项式和超越方程模拟风机的非线性动力学特性，并在此基础上设计了非线性控制器。然而不同风机的空气动力学特性都不一样，一般由风机厂家根据风洞实验结果提供，因此上述控制器不具有普适性。文献[19]根据一系列仿真结果，基于非线性风机模型设计了一种 PID 控制器，对于不同风机，该方法需要重复大量的仿真以得到最优的 PID 参数，复杂度和执行代价较大。

本文基于实际非线性风机模型设计了一种桨距角鲁棒控制器。控制器由逆系统标称部分和鲁棒补偿部分组成，逆系统标称控制器可以使非仿射型非线性标称风机模型的输入-输出动态跟踪其参考模型动态；鲁棒补偿输入可以消除参数不确定性、风速检测误差和发电机转矩扰动对系统输出的影响。理论分析和仿真结果表明，该鲁棒控制器对参数化和非参数化扰动具有较强的鲁棒性；扰动较大时，它通过桨距角调节器的频繁动作来维持风电系统的功率水平，加剧了调节器的机械疲劳。因此，对扰动的鲁棒性能与桨距角调节系统的疲劳程度是一对矛盾，可以根据用户的要求，在线调节控制器中的鲁棒补偿系数实现上述矛盾的平衡。

1 系统描述

由文献[19]可知，风机轴上的机械转矩为

$$T_{or} = KC_q \quad (1)$$

式中： T_{or} 为风机轴上的机械转矩； $K = \pi R^3 \rho v^2 / 2$ ； $C_q = f(\lambda, \beta)$ 为转矩系数； R 为风轮半径； ρ 为空气密度； v 为风速； $\lambda = \omega_m R / v$ 为叶尖速比； β 为风机的桨距角； ω_m 为风轮机械角速度。

转矩系数 C_q 是叶尖速比 λ 和桨距角的非线性函数，其典型关系如图 1 所示。

典型的变速变桨距风电系统由 3 个子系统构成：风力发电机和变流器的电气子系统、桨距角调节器子系统和风机机械子系统，如图 2 所示，通常，上述子系统的响应速度不同：1) 电气子系统，响应速度为 ms 级；2) 桨距角调节器子系统，响应速度为 s 级；3) 风机机械子系统，响应速度为 min 甚至 h 级。

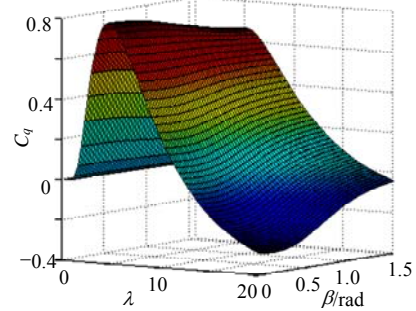


图 1 转矩系数曲线

Fig. 1 Torque coefficient curve

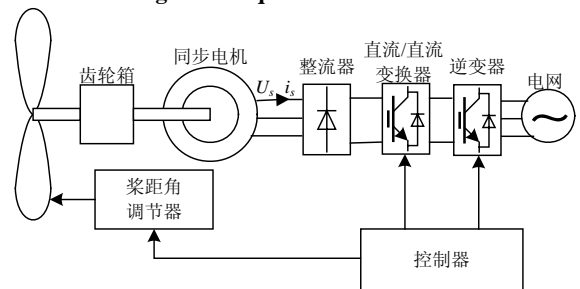


图 2 典型的变速变桨距风机结构图

Fig. 2 Typical VSVP-WGS

根据奇异摄动系统理论，当各子系统的动态响应速度相差较大时，在研究“慢”子系统动态时，可以忽略“快”子系统的动态影响，认为其响应瞬间完成，其值始终处于“准稳态”^[20]。因此，系统建模忽略电气系统和桨距角调节系统的动态，其影响以等效转矩扰动加入到风机模型中。忽略风力机的刚性系数、阻尼系数、齿轮箱的惯性、风力发电机的定子铜耗、铁耗和摩擦损耗，并选择发电机的输出有功功率为状态变量，风电系统的数学模型为

$$\dot{P}_e = T'_e [(T_{or} - T'_e) / J + T'_e \omega_m / T'_e] \quad (2)$$

式中： P_e 为发电机的输出有功功率； $T'_e = K_g T_e$ 为等效风力发电机转矩； K_g 为齿轮箱变比； T_e 为风力发电机的电磁转矩； $J = K_g^2 J_g + J_{or}$ 为等效风机惯性； J_g 为风力发电机惯性； J_{or} 为风机惯性。

令 J_0 、 C_{q0} 、 R_0 、 ρ_0 、 K_{g0} 分别为 J 、 C_q 、 R 、 ρ 、 K_g 的标称值； T_{e0} 为 T_e 的“准稳态”标称值； v_0 为风速测量值； ω_{m0} 、 P_{e0} 和 β_0 分别为风机转速、发电机输出功率和风机桨距角的标称值，且 $K_0 = \pi R_0^3 \rho_0 v_0^2 / 2$ ， $T'_{e0} = K_{g0} T_{e0}$ 。

若转矩系数 C_{q0} 和 C_q 二阶可导，系统模型可由其标称模型和小信号模型表示为

$$\begin{cases} \dot{P}_{e0} = T'_{e0} [K_0 C_{q0}(\omega_{m0}, \beta_0, v_0) - T'_{e0}] / J_0 \\ \Delta \dot{P}_e = (a_0 + \Delta a) \Delta P_e + T'_{e0} [(b_0 + \Delta b) \beta_\delta + (c_0 + \Delta c) v_\delta] + \tilde{h} \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\Delta P_e = P_e - P_{e0}$ 为发电机输出功率的小信号变量; $o(C_q)$ 为 $C_q(\omega_m, \beta, v)$ 的高阶无穷小 Taylor 展开项; $\beta_\delta = \beta - \beta_0$, $v_\delta = v - v_0$ 分别为风机转速、桨距角和风速的小信号变量。

$$\tilde{h} = o(C_q) + \Delta P'_{et} + \Delta P'_{ot} \quad (4)$$

式中: $\Delta P'_{et} = \Delta P'_e + (T'_{e0} - T'_e)(a\omega_{m0} - b\beta_\delta - cv_\delta)$, 为等效电磁转矩扰动引入的功率误差, 包含风力发电机动态、噪声和其他非参数化不确定性的影响;

$$\Delta P'_e = \frac{T'^2_{e0}}{J_0} - \frac{T'^2_e}{J} + \dot{T}'_e \omega_m; \quad \Delta P'_{ot} = \frac{T'_e}{J} KC_q(\omega_{m0}, \beta_0, v_0) -$$

$$\frac{T'_{e0}}{J_0} K_0 C_{q0}(\omega_{m0}, \beta_0, v_0),$$

为等效机械转矩扰动引入的功率误差, 包含风机转矩系数曲线偏差、风机参数不确定性、风速检测误差和桨距角调节器动态的影响; \tilde{h} 为等效扰动。

$$\begin{cases} a = \left. \frac{\partial \dot{\omega}_m}{\partial \omega_m} \right|_{OP} = \frac{1}{2J} \rho \pi R^4 v_0 \left. \frac{\partial C_q}{\partial \lambda} \right|_{OP} \\ b = \left. \frac{\partial \dot{\omega}_m}{\partial \beta} \right|_{OP} = \frac{1}{2J} \rho \pi R^3 v_0^2 \left. \frac{\partial C_q}{\partial \beta} \right|_{OP} \\ c = \left. \frac{\partial \dot{\omega}_m}{\partial v} \right|_{OP} = \frac{1}{2J} \rho \pi R^3 v_0 (2C_q - \lambda \left. \frac{\partial C_q}{\partial \lambda} \right|_{OP}) \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} a_0 = \frac{1}{2J_0} \rho_0 \pi R_0^4 v_0 \frac{\partial C_{q0}}{\partial \lambda_0} \\ b_0 = \frac{1}{2J_0} \rho_0 \pi R_0^3 v_0^2 \frac{\partial C_q}{\partial \beta_0} \\ c_0 = \frac{1}{2J_0} \rho_0 \pi R_0^3 v_0 (2C_{q0} - \lambda_0 \frac{\partial C_{q0}}{\partial \lambda_0}) \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} \Delta a = a - a_0 \\ \Delta b = b - b_0 \\ \Delta c = c - c_0 \end{cases} \quad (7)$$

式中: “OP” 表示工作点 $\omega_m = \omega_{m0}$, $\beta = \beta_0$, $v = v_0$; $\lambda_0 = \omega_{m0} R_0 / v_0$ 为标称叶尖速比。

2 控制器设计

2.1 控制器设计前提

由上述分析可知, 风电系统功率水平控制的目标是控制其输出功率跟踪给定参考值 r , 且对风机参数不确定性、发电机电磁转矩扰动、风速检测误差等具有鲁棒性。

假设 1 时变的扰动参数 Δa 、 Δb 、 Δc 和 \tilde{h} 分段连续且一致有界, 存在正常数 μ_a 、 μ_b 、 μ_c 和 μ_h , 有

$$\begin{cases} |\Delta a| < \mu_a \\ |\Delta b| < \mu_b \\ |\Delta c| < \mu_c \\ |\tilde{h}| < \mu_h \end{cases} \quad (8)$$

假设 2 风速小信号变量 v_δ 分段连续且一致有界, 存在正常数 μ_v , 有

$$|v_\delta| < \mu_v \quad (9)$$

假设 3 参考输出 r 分段连续且一致有界, 存在正常数 μ_r , 有

$$|r| < \mu_r \quad (10)$$

假设 4 当时间趋于无穷时, 扰动参数 Δa 、 Δb 、 Δc 、 \tilde{h} 、 v_δ 和 r 有界, 存在正常数 η_1 、 η_2 、 η_3 、 η_4 、 η_r 和 η_r , 有

$$\begin{cases} \Delta a \rightarrow \eta_1, \Delta b \rightarrow \eta_2, \Delta c \rightarrow \eta_3 \\ \tilde{h} \rightarrow \eta_4, v_\delta \rightarrow \eta_v, r \rightarrow \eta_r, t \rightarrow \infty \end{cases} \quad (11)$$

本文设计的鲁棒控制器由 2 部分组成:

$$\beta = \beta_0 + \hat{\beta} \quad (12)$$

式中: β_0 为标称控制输入; $\hat{\beta} = \beta_\delta$ 为鲁棒补偿输入。

2.2 标称控制器设计

令系统标称模型的参考动态为

$$\begin{cases} P_e = P_e(s)r \\ P_e(s) = N_m(s)/D_m(s) \end{cases} \quad (13)$$

式中: s 表示微分算子; $D(s)$ 为首一 Hurwitz 多项式。令

$$\begin{cases} N_m(s) = \omega_n^2 \\ D_m(s) = s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 \end{cases}$$

式中 ω_n 和 ζ 为正常数, 可根据要求的动态特性, 如响应时间、超调量和带宽等设计。

由标称模型式(3)和参考模型式(13), 标称控制输入为

$$\beta_0 = g(\omega_{m0}, v_0, r) \quad (14)$$

式中 $g(\omega_{m0}, v_0, r)$ 称为标称系统式(3)的逆系统, 由式(15)求出。

$$C_{q0}(\omega_{m0}, \beta_0, v_0) = \frac{1}{K_0} \left[T'_{e0} + \frac{J_0}{T'_{e0}} \cdot \frac{sN_m(s)}{D_m(s)} r \right] \quad (15)$$

式中 β_0 为变量, 其他参数为已知量。

转矩系数曲线 C_{q0} 根据风机厂家提供的实验数据拟合而成, 由图 1 可知, 当叶尖速比 λ_0 一定时, C_{q0} 与桨距角 β_0 呈抛物线关系, 即上述逆系统可能有 1~2 解。图 3 为典型的风机转矩曲线, 图中风速 $v_1 > v_2$, 桨距角 $\beta_1 < \beta_2$ 。如图, 当风机参数满足

$T_{or} = T'_{e0A}$, $\omega_{m0} = \omega_{m01}$ 时, 其对应运行点为 A, 此时 β_0 有 2 解 β_1 和 β_2 。

显然, 转矩曲线 \widehat{OAE} 上的 A 点为系统的不稳定运行点。由图 3 可知, 当风机转速 ω_{m0} 出现一个小的正向(负向) 扰动时, 风机机械转矩 T_{or} 将会相应增加(减小), 由式(2)可知, 若发电机电磁转矩不变, 将导致 ω_{m0} 的进一步增加(减小), 最终系统运行点将远离点 A; 相反可知, 转矩曲线 \widehat{DAB} 上的 A 点为稳定运行点, 此处 $dT_{or}/d\omega_m < 0$ 。综上, 风机系统的稳定逆系统唯一存在, 并可从转矩系数曲线中求得。

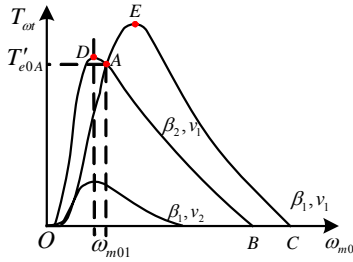


图 3 风机转矩特性曲线

Fig. 3 Torque characteristic of wind turbine

2.3 鲁棒补偿控制器设计

令风电系统输出功率误差为

$$e = r - P_e \quad (16)$$

为消除参数不确定性所带来的误差, 在控制器中加入积分项:

$$\dot{\sigma} = e + k_3\sigma \quad (17)$$

令控制器的鲁棒补偿输入为

$$\hat{\beta} = -k_1e - k_2\sigma \quad (18)$$

式中 k_1 、 k_2 和 k_3 为常数。 k_1 称为补偿系数; k_2, k_3 称为镇定系数。桨距角鲁棒控制器可以重新表示为

$$\beta = g(\omega_{m0}, v_0, r) + k_1e + k_2\sigma \quad (19)$$

相应地, 系统控制框图如图 4 所示。

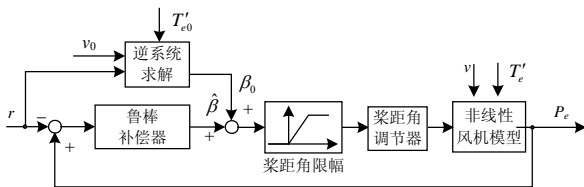


图 4 桨距角控制框图

Fig. 4 Control frame of the pitch control

3 鲁棒性分析

将鲁棒控制器式(19)带入系统模型式(3)中, 令 $\dot{z}_1 = z_2$, $z_2 = P_{e0} - r$, $z_3 = e$, $z_4 = \sigma$, 系统的误差状态方程为

$$\dot{z} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\omega_n^2 & -2\xi\omega_n & 0 & 0 \\ \omega_n^2 & 2\xi\omega_n + a & a + bT'_{e0}k_1 & bT'_{e0}k_2 \\ 0 & 0 & 1 & k_3 \end{bmatrix} z + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \hat{f} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (20)$$

式中: $z = [z_1 \ z_2 \ z_3 \ z_4]^T$; $\hat{f} = -(cT'_{e0}v_\delta + \tilde{h})$ 。

由假设 1 和 2 可知, v_δ 和 \tilde{h} 有界, 且边界与风机参数无关, 故令正常数 μ_f 满足:

$$|\hat{f}(t)| \leq \sqrt{\mu_f} \quad (21)$$

定理 1 令假设 1、2 和 3 成立, 闭环系统具有以下特性:

1) 鲁棒稳定性。存在足够大的 k_1^* , 对于任意 $k_1 \geq k_1^*$, 闭环系统的状态变量有界。

2) 鲁棒跟踪特性。若 $z(0)=0$, 对于任意给定常数 $\varepsilon > 0$, 存在足够大的 k_1^* , 对于任意 $k_1 \geq k_1^*$, 有 $e^2(t) \leq \varepsilon, \forall t \geq 0$ 。

3) 鲁棒渐近跟踪特性 1。若 $z(0) \neq 0$, 对于任意给定常数 $\varepsilon > 0$, 存在足够大的 k_1^* 和 $T_\varepsilon > 0$, 对于任意 $k_1 \geq k_1^*$, 有 $e^2(t) \leq \varepsilon, \forall t \geq T_\varepsilon$ 。

4) 鲁棒渐近跟踪特性 2。进一步, 若假设 4 成立, 任意有界 $z(0)$, 对于任意给定常数 $\varepsilon > 0$, 存在足够大的 k_1^* , 对于任意 $k_1 \geq k_1^*$, 有 $e(t) \rightarrow 0, t \rightarrow \infty$ 。

证明: 定义

$$A_m = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_n^2 & -2\xi\omega_n \end{bmatrix}$$

由于参考模型式(13)稳定, 则 Lyapunov 矩阵

$$PA_m + A_m^T P = -I \text{ 存在正定解 } P = \begin{bmatrix} p_1 & p_2 \\ p_2 & p_3 \end{bmatrix} \text{。其中,}$$

$$p_1 = \frac{\zeta}{\omega_n} + \frac{1}{4\zeta}(\omega_n + \frac{1}{\omega_n}); p_2 = \frac{1}{2\omega_n^2}; p_3 = \frac{1}{4\zeta\omega_n}(1 + \frac{1}{\omega_n^2}) \text{。}$$

选择系统的 Lyapunov 函数:

$$V = (z_1 \ z_2)P \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} + z_3^2 - b_0T'_{e0}k_2z_4^2$$

则

$$\begin{aligned} \dot{V} = & -z_1^2 - z_2^2 + 2\omega_n^2z_1z_3 + 2(2\xi\omega_n + a)z_2z_3 + \\ & 2(a + bT'_{e0}k_1)z_3^2 + 2\Delta bT'_{e0}k_2z_3z_4 + 2z_3\hat{f} - \\ & 2b_0T'_{e0}k_2k_3z_4^2 \leq -z_1^2 - z_2^2 + 2\omega_n^2z_1z_3 + \\ & 2(2\xi\omega_n + a)z_2z_3 + 2(a + bk_1T'_{e0} + \sqrt{k_1T'_{e0}})z_3^2 + \\ & 2\Delta bT'_{e0}k_2z_3z_4 - 2b_0T'_{e0}k_2k_3z_4^2 + \mu_f / 2\sqrt{k_1T'_{e0}} = \\ & -\rho V - zQz^T + \mu_f / 2\sqrt{k_1T'_{e0}} \end{aligned}$$

其中, ρ 为正常数, 且

$$Q = \begin{bmatrix} 1-\rho p_1 & -\rho p_2 & -\omega_n^2 & 0 \\ -\rho p_2 & 1-\rho p_3 & -(2\xi\omega_n+a) & 0 \\ -\omega_n^2 & -(2\xi\omega_n+a) & -2(a+bk_1T'_{e0}+\sqrt{k_1T'_{e0}}+\rho/2) & -\Delta bT'_{e0}k_2 \\ 0 & 0 & -\Delta bT'_{e0}k_2 & 2b_0T'_{e0}k_2(k_3+\rho/2) \end{bmatrix}$$

令 $\lambda_1(P)$ 和 $\lambda_2(P)$ 为矩阵 P 的特征值, 若

$$\rho \leq 1/2 \max[\lambda_1(P), \lambda_2(P)] \quad (22)$$

则有

$$Q \geq \begin{bmatrix} 1/2 & 0 & -\omega_n^2 & 0 \\ 0 & 1/2 & -(2\xi\omega_n+a) & 0 \\ -\omega_n^2 & -(2\xi\omega_n+a) & -2(a+bk_1T'_{e0}+\sqrt{k_1T'_{e0}}+\rho/2) & -\Delta bT'_{e0}k_2 \\ 0 & 0 & -\Delta bT'_{e0}k_2 & 2b_0T'_{e0}k_2(k_3+\rho/2) \end{bmatrix}$$

进一步, 若

$$e^2(t) \leq \varepsilon, \quad t \geq 0 \quad (26)$$

$$\begin{cases} \bar{b} < 0 \\ k_1T'_{e0} + \frac{1}{b}\sqrt{k_1T'_{e0}} + \frac{\bar{\mu}_k}{b} \geq 0 \\ 4b_0T'_{e0}k_2(k_3 + \frac{\rho}{2})(\bar{b}k_1T'_{e0} + \sqrt{k_1T'_{e0}} + \bar{\mu}_k) + \mu_b^2T'^2_{e0}k_2^2 \leq 0 \end{cases} \quad (23)$$

此时, 对应 k_1 满足:

$$\mu_f / 2\rho\sqrt{k_1T'_{e0}} \leq \varepsilon \quad (27)$$

由不等式(23)可知, 选择 k_1^* 满足

$$k_1^* \geq \frac{K_A}{T'_{e0}} \quad (28)$$

式中: $\bar{b} = b_0 + \mu_b$; $\mu_k = a + (2\xi\omega_n + a)^2 + \omega_n^4 + \frac{\rho}{2}$;

$\bar{\mu}_k = a_0 - \mu_a + (2\xi\omega_n + a_0 - \mu_a)^2 + \omega_n^4 + \frac{\rho}{2}$ 。则 $Q \geq 0$ 。

此时有 $\dot{V} \leq -\rho V + \frac{\mu_f}{2\sqrt{k_1T'_{e0}}}$, 即

$$V(t) \leq e^{-\rho t}V(0) + \frac{\mu_f}{2\rho\sqrt{k_1T'_{e0}}}$$

进一步, 有

$$\begin{cases} z_i^2(t) \leq \frac{1}{\min[\lambda_1(P), \lambda_2(P)]} \left[e^{-\rho t}V(0) + \frac{\mu_f}{2\rho\sqrt{k_1T'_{e0}}} \right] & i=1,2 \\ z_j^2(t) \leq e^{-\rho t}V(0) + \frac{\mu_f}{2\rho\sqrt{k_1T'_{e0}}}, & i=3,4 \end{cases} \quad (24)$$

则当 k_1 足够大时, 闭环系统的状态变量有界且全局渐近收敛。由式(24)可知,

$$e^2(t) = z_3^2(t) \leq e^{-\rho t}V(0) + \frac{\mu_f}{2\rho\sqrt{k_1T'_{e0}}}, \quad t \geq 0 \quad (25)$$

可见, 当 k_1 足够大时, 系统跟踪误差有界且全局渐近收敛。

若系统状态变量初始值为零, 即 $V(0)=0$, 则对于任意给定常数 $\varepsilon > 0$, 当 k_1 足够大时, 系统跟踪误差为

$$K_A = \begin{cases} \left(\frac{-1 + \sqrt{1 - 4\bar{b}\bar{\mu}_k}}{2\bar{b}} \right)^2, & 1 - 4\bar{b}\bar{\mu}_k \geq 0 \\ 0, & 1 - 4\bar{b}\bar{\mu}_k < 0 \end{cases}$$

$$\text{若 } k_1^* \geq \max[K_A, (\frac{\bar{\mu}_k}{2\rho\varepsilon})^2] / T'_{e0} \quad (29)$$

则定理 1 的结论(1)、(2)成立。

$$\text{若 } k_1^* \geq \max[K_A, (\bar{\mu}_k / \rho\varepsilon)^2] / T'_{e0} \quad (30)$$

$$\text{同时 } T_\varepsilon \geq \frac{1}{\rho} \ln(2V(0) / \varepsilon) \quad (31)$$

由结论(1)可知, e 和 \hat{f} 的边界由状态变量的边界决定, 因此, z 和 \dot{e} 有界。进一步, 若假设 4 成立, 则当时间 t 趋于无穷时, e 和 \hat{f} 的边界存在。

由于 $e(t) = z_3(t)$ 稳定, 且 $t \rightarrow \infty$ 时有界, 又对于任意有界初始状态, $\int_0^\infty e^2(t)dt$ 有界。由Barbalat引理^[21]可知, 若 $\int_0^\infty e^2(t)dt$ 和 \dot{e} 都有界, 则

$$e(t) \rightarrow 0, \quad t \rightarrow \infty \quad (32)$$

即结论(4)成立。

4 仿真结果

4.1 仿真实验设计

由于目前的商业化兆瓦级风电机组的桨距角控制多采用基于线性化系统的PID控制器, 本文通过 Matlab/Simulink 仿真比较了桨距角鲁棒控制器和传统PID控制器的性能。其中, 转矩系数曲线由

实际风机厂家提供的离散实验数据拟合而成，相应地，桨距角鲁棒控制器中的逆系统由线性插值的方法从上述离散数据中求得。风电系统的标称参数如表 1 所示。考虑实际的系统的限制，变桨距调节器的最大执行速度设为 $10^\circ/\text{s}$ ，桨距角的变化范围为 $0\sim 30^\circ$ 。

选择 $\omega_n = 200$ 和 $\zeta = 0.9$ ，则系统的标称模型动态特性满足：过渡过程时间为 $0.021\ 3\ \text{s}$ ，超调量为 0.15% 。准稳态标称转矩 T'_{e0} 和参考输出功率 r 分别为 $1\ \text{MN}\cdot\text{m}$ 和 $1.5\ \text{MW}$ 。由不等式(23)，设计镇定参数 $k_2 = 0.5 \times 10^{-3}$, $k_3 = -0.5 \times 10^{-4}$ ，鲁棒补偿参数为 $k_1 = 10^{-2}$ 。

传统 PID 控制器的参数根据文献[19]的方法设计。通过理论分析和反复的仿真实验，选择一组相对较好的 PID 参数： $k_p = 2 \times 10^{-3}$ ， $k_i = 0.5$ ， $k_d = 0$ 。

表 1 变速变桨距风机参数

Tab. 1 Parameters of VSVP-WGS

风机参数	数值
风机半径/m	40
空气密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	1.25
切入风速/(m/s)	3
切出风速/(m/s)	25
额定风速/(m/s)	12.6
风机惯性/($\text{kg}\cdot\text{m}^2$)	90×10^6
风机额定转速/(rad/s)	1.5
发电机惯性/($\text{kg}\cdot\text{m}^2$)	90
齿轮箱变比	100
发电机极对数	2
发电机额定电磁转矩/($\text{N}\cdot\text{m}$)	1×10^6
发电机额定功率/MW	1.5
桨距角调节器响应时间/s	0.5
桨距角调节器最大调节速度/($^\circ/\text{s}$)	10

4.2 控制器性能比较实验

仿真条件为风速 v 的变化曲线如图 5 所示。仿真比较了文中的鲁棒控制器和传统 PID 控制器的性能。

仿真结果如图 6 所示，图 6(a)为鲁棒控制器仿真结果，图 6(b)为 PID 控制器仿真结果。可见，随着风速的变化，2 种控制器都能够调节桨距角来维持输出功率水平；然而，不同风速范围下，PID 控制器的性能不同，图中可见，风速在 $15\ \text{m/s}$ 左右时，PID 控制器下系统输出有功波动较小，随着风速增大，在 $18\ \text{m/s}$ 时，输出有功出现了剧烈波动，此时的输出桨距角也在剧烈波动，这是由于 PID 控制器是基于某一线性化模型设计的，在线性化点处可以获得较好的性能，当系统运行偏离线性化点较大时，控制器性能变差，严重时甚至会导致系统不稳定；

而文中提出的非线性鲁棒控制器在较大风速范围内都能控制系统输出平稳的有功功率，有功波动远小于 PID 控制器。同时，鲁棒控制器下，系统的输出桨距角和风机机械转矩波动较小，可以有效减小桨距角调节装置和风机的机械疲劳，延长系统寿命。

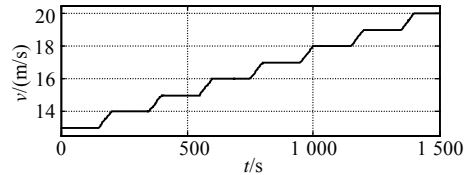


图 5 风速变化曲线

Fig. 5 Input wind speed

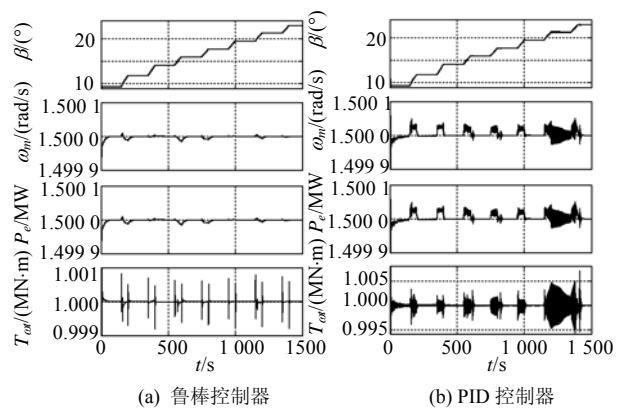


图 6 控制器性能比较

Fig. 6 Comparisons of two controllers

4.3 鲁棒性能验证实验

仿真条件为实际风机参数 $KC_q = 2 \times K_0 C_{q0}$ ， $J = 0.8 \times J_0$ ， $t=0\sim 50\ \text{s}$ ，发电机电磁转矩 $T'_e = T'_{e0}$ ， $t=50\ \text{s}$ 处，发电机电磁转矩出现 20% 的扰动。仿真比较了未出现参数和出现参数扰动 2 种情况下控制器的性能。考虑风机的塔影和尾流效应^[22]，实际风速 v 及其测量值 v_0 如图 7 所示。

仿真结果如图 8 所示。图 8(a)为没有参数扰动的仿真结果，图 8(b)为参数出现扰动时的仿真结果。可见，当参数未出现扰动时，随着风速的快速变化，鲁棒控制器可以通过对桨距角的快速调节，抑制系统输出有功的波动；当参数出现扰动，特别是发电机电磁转矩出现突变时，鲁棒控制器通过频繁的桨距角调节改变风机的输出机械转矩，从而抑制参数和电磁转矩变化的影响，由于风机惯性较大，通过桨距角调节来抑制功率波动需要一定的响应时间。由图 8 可见，文中提出的非线性鲁棒桨距角控制器对系统的参数化和非参数化扰动具有一定的鲁棒性，但这是通过更加频繁的桨距角调节器动作而实现的，加剧了输出桨距角和风机机械转矩的脉动；

因此,减小桨距角调节器和风机的疲劳度与在参数扰动时实现平稳的功率输出是一对矛盾,可以根据用户的要求,选择或在线调整鲁棒补偿系数 k_1 ,在上述矛盾中找到平衡。

与其他非线性控制方法,如神经网络方法、变增益PID法等相比,文中提出的控制器简单易于实现。工程实现时,上述控制器中逆系统的求解根据厂家提供的风机特性数据查表插值得到,对于不同的风机,算法不变,只需修改存储在微处理器中的风机特性数据即可;而参数 k_1, k_2, k_3 可以根据不等式(23)、(30)设计。因此,该控制器设计简单,并且可以方便地移植到不同类型的风电系统中。

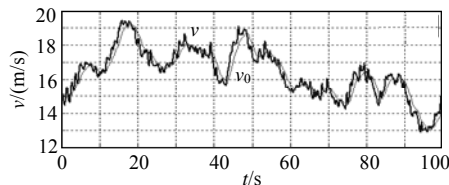


图7 风速变化曲线

Fig. 7 Input wind speed

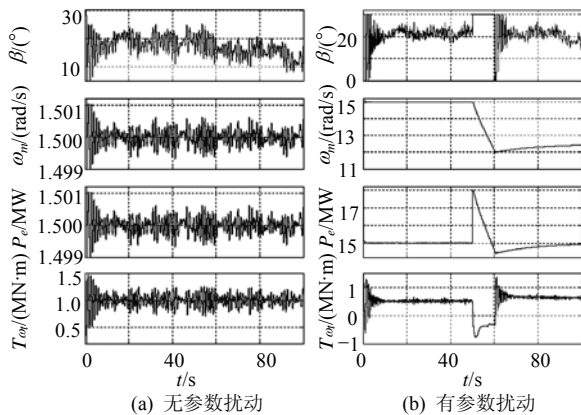


图8 鲁棒性能比较

Fig. 8 Robustness comparisons

5 结论

基于真实风机模型,设计了一种逆系统桨距角鲁棒控制器。理论分析和仿真结果表明该控制器具有以下特点:

1) 该控制器可以在较大风速范围内实现风电系统的输出功率水平控制,有助于提高电网的频率和电压稳定性。

2) 该控制器对参数不确定性、风速检测误差、发电机转矩扰动和其他非参数化不确定性具有较强的鲁棒性。

3) 与其他非线性控制器相比,该控制器更易于工程实现和被移植到其他风电系统中。

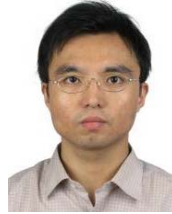
4) 该控制器的设计思想同样适用于其他具有此类非仿射型非线性特征的系统控制。

5) 对扰动的鲁棒性和桨距角调节器的疲劳度是一对矛盾,根据用户的要求,在线调节控制器的鲁棒补偿系数,可以实现上述矛盾的平衡。

参考文献

- [1] Sahin A D. Progress and recent trends in wind energy [J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2004, 30(5): 501-543.
- [2] Leith D J, Leighead W E. Implementation of wind turbine controllers[J]. Int. Journal of Control, 1997, 66(3): 349-380.
- [3] Leithead W E, Connor B. Control of variable speed wind turbines: dynamic models[J]. Int. Journal of Control, 2000, 73(13): 1173-1188.
- [4] Petru T, Thiringer T. Modeling of wind turbines for power system studies[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2002, 17(4): 1132-1139.
- [5] Senjyu T, Sakamoto R, Urasaki N, et al. Output power leveling of wind turbine generator for all operating regions by pitch angle control[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2006, 21(2): 467-475.
- [6] Horiuchi N, Kawahito T. Torque and power limitations of variable speed wind turbines using pitch control and generator power control[C]. IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, Vancouver, Canada, 2001.
- [7] 李晶, 宋家骅, 王伟胜. 大型变速恒频风力发电机组建模与仿真[J]. 中国电机工程学报, 2004, 24(6): 100-105.
Li Jing, Song Jiahua, Wang Weisheng. Modeling and dynamic simulation of variable speed wind turbine with large capacity [J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(6): 100-105(in Chinese).
- [8] Chedid R, Mrad F, Basma M. Intelligent control of a class of wind energy conversion systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1999, 14(4): 1597-1604.
- [9] Lescher F, Zh JingYun, Borne P. Robust gain scheduling controller for pitch regulated variable speed wind turbine [J]. Studies in Informatics and Control, 2005, 14(12): 299-315.
- [10] Bianchi F D, Mantz R J, Christiansen CF. Gain scheduling control of variable speed wind energy conversion systems using quasi-LPV models[J]. Control Engineering Practice, 2005, 13(2): 247-255.
- [11] Leith D J, Leithead W E. Appropriate realisation of gain-scheduled controllers with application to wind turbine regulation [J]. Int. Journal of Control, 1996, 65(2): 223-248.
- [12] Stol K, Rigney B, Balas M. Disturbance accommodating control of a variable-speed turbine using a symbolic dynamics structural model[C]. The 2000 ASME Wind Energy Symposium, Reno, NV, 2000.
- [13] Balas M J, Wright A, Hand M, et al. Dynamics and control of horizontal axis wind turbines[C]. The American Control Conference, Denver, Colorado, 2003.
- [14] Rocha R, Filho L S M. A multivariable H^∞ control for wind energy conversion system[C]. IEEE Conference on Control Applications, Istanbul, Turkey, 2003.
- [15] Stol K A, Balas M J. Periodic disturbance accommodating control for blade load mitigation in wind turbines[J]. Journal of Solar Energy

- Engineering, 2003, 125(4): 379-385.
- [16] 夏长亮, 宋战锋. 变速恒频风力发电系统变桨距自抗扰控制[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(14): 91-95.
Xia Changliang, Song Zhanfeng. Pitch control of variable speed constant frequency wind turbines based on active-disturbance-rejection controller[J]. Proceedings of the CSEE, 2007, 27(14): 91-95(in Chinese).
- [17] 孔屹刚, 王志新. 大型风电机组模糊滑模鲁棒控制器设计与仿真[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(14): 136-141.
Kong Yigang, Wang Zhixin. Design and simulation of fuzzy sliding-mode robust controller for large wind generating unit [J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(14): 136-141(in Chinese).
- [18] Sloomweg J G, Kling W L, Polinder H. Dynamic modeling of a wind turbine with doubly fed induction generator[C]. Power Engineering Society Summer Meeting, Vancouver, Canada, 2001.
- [19] Maureen H M. Systematic control design methodology for variable-speed wind turbine[R]. Colorado, USA: National Renewable Energy Laboratory, 2002.
- [20] Hassan K K. Nonlinear systems[M]. Third Edition. New Jersey, USA: Prentice Hall, 2002: 430-438.
- [21] Narendra KS, Annaswamy AM. Stable adaptive systems [M]. New Jersey, USA: Prentice-Hall, 1989: 85-86.
- [22] Sørensen P, Hansen A D, Rosas P A C. Wind models for simulation of power fluctuations from wind farms[J]. Journal of Wind Engineering, 2002, 90(12): 1381-1402.



耿华

收稿日期: 2007-11-26。

作者简介:

耿华(1981—), 男, 江苏扬州人, 博士研究生, 主要研究方向为新能源发电技术和电力电子技术, gengh03@mails.tsinghua.edu.cn;

杨耕(1957—), 男, 陕西西安人, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为新能源发电技术和电力电子技术。

(责任编辑 王剑乔)