

具有尾缘襟翼风力机的恒功率反步法控制

卢经纬¹, 张 臻^{1†}, 梁宇坤², 张文广³

(1. 北京航空航天大学 自动化科学与电气工程学院, 北京 100191; 2. 北京宇航系统工程研究所, 北京 100076;

3. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室, 北京 102206)

摘要: 尾缘襟翼风力机控制技术在大型风力机领域具有巨大的应用潜力. 本文首先基于修正的叶素动量方法建立了具有可变尾缘襟翼的风力机气动模型. 针对襟翼风力机的非线性模型, 采用反步法设计了非线性控制器, 保证系统的控制量和状态变量全局有界, 并且风机的输出功率可以收敛到额定功率的一个小邻域内. 此外, 控制器设计过程中没有将实时风速信息纳入反馈系统, 因而降低了工程实施的难度. 最后针对 12 m/s~15 m/s 的阶跃风、基于四分量模型模拟的风载扰动、执行机构受到外部扰动以及总转动惯量具有 10% 不确定性的工况进行了仿真, 仿真结果表明所设计的控制器能有效地稳定风力发电系统的输出功率, 控制系统具有较强的鲁棒性.

关键词: 反步法; 非线性系统; 风力机; 尾缘襟翼; 恒功率

中图分类号: TP315 文献标识码: A

Backstepping control of constant power for wind turbines with trailing edge flaps

LU Jing-wei¹, ZHANG Zhen^{1†}, LIANG Yu-kun², ZHANG Wen-guang³

(1. School of Automation Science and Electrical Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Beijing Institute of Astronautical Systems Engineering, Beijing 100076, China;

3. State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: Control technology of wind turbines with trailing edge flaps (TEF) has great potential in large wind turbine system. The aerodynamic model of the wind turbines with trailing edge flaps is proposed firstly based on the modified blade element momentum method (BEM) in this paper. Then, the nonlinear controller for the nonlinear model of wind turbines with TEF is designed using backstepping control method, the state variables and control signal are globally bounded and the output power of the wind turbine system can converge to a small region around the rated power. The information of wind speed is not used in the design of nonlinear controller, so the control strategy reduces the difficulty of the implementation on the engineering domain. Finally, simulation of control system are carried out under 12 m/s~15 m/s step wind, wind disturbance based on the four-components wind model, external disturbance and 10% wind turbine rotary inertia uncertainty. The simulation results show that the proposed controller is capable of stabilizing the output power of the wind turbine effectively and has strong robustness.

Key words: backstepping; nonlinear systems; wind turbines; trailing edge flaps; constant power

1 引言(Introduction)

随着资源和环境问题日益凸出, 风能、太阳能等可再生资源受到了世界各国的关注. 风能作为一种安全清洁的能源在我国储量巨大, 是我国新能源发展战略中重要的组成部分^[1].

当风速低于额定风速时, 风力发电系统的主要控制目标是实现最大风能的捕获^[2]. 当风速高于额定风速时, 控制目标是保持系统的恒功率输出. 目前变桨

距恒功率控制是风速高于额定风速时的主要控制方式. 然而变桨距控制存在变桨装置惯性大、控制带宽小和长期使用磨损严重等问题, 特别是在大型风力机中更为突出^[3].

由于风机大型化的进展, 襟翼控制技术在风机控制领域具有广阔的应用前景^[4-7]. 风力机襟翼控制技术具有响应快、质量轻、可靠性高等优点, 不需要叶片整体大幅、快速地进行变桨操作. 此外, 尾缘襟翼系统

收稿日期: 2016-04-25; 录用日期: 2016-10-26.

†通信作者. E-mail: zhangzhen@buaa.edu.cn; Tel.: +86 10-82317943.

本文责任编辑: 邹云.

国家自然科学基金重点项目(61433011), 国家自然科学基金项目(51575544), 新能源电力系统国家重点实验室开放课题(LAPS13019)资助.

Supported by Key Program of National Natural Science Foundation of China (61433011), National Natural Science Foundation of China (51575544) and State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources (LAPS13019).

可以根据具体工况实现更精细的调节. 图1为尾缘襟翼风力机叶片示意图. 当襟翼发生偏转时, 叶片的气动特性发生变化. 通过设计适当的控制律控制襟翼的偏转角, 可以控制风机系统受到的气动载荷, 达到稳定风力机输出功率的目的. 文献[6]用流体力学数值计算方法搭建襟翼风力机的数值仿真平台, 针对数值仿真对象调试PID控制器参数, 仿真结果显示变襟翼技术可以有效改变风机系统所受到的载荷. 文献[7]在风洞中开展了具有襟翼的风力机系统的控制实验, 该文献基于辨识出的系统设计了 H_∞ 鲁棒控制器, 风洞实验结果表明变襟翼技术有效降低了风机叶片受到由风载波动带来的疲劳载荷.

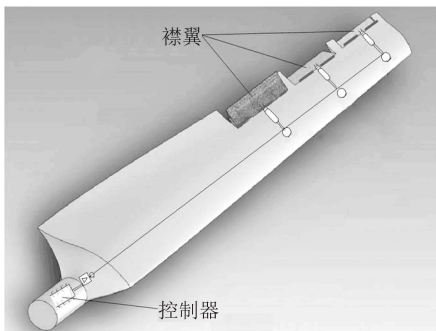


图1 具有襟翼的风力机叶片

Fig. 1 The wind turbine blade with flap

襟翼控制器设计首先需要建立襟翼风力机的气动力学模型. 目前风力机气动力学分析、计算常用的方法包括基于风洞实验的系统辨识^[7]、叶素动量方法(blade element momentum method, BEM)^[8]、广义动态尾流(generalized dynamic wake, GDW)理论^[9]和计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)^[10]等方法. BEM由叶素理论和动量理论构成. 其中, 叶素理论是将叶片分割成相互独立的微元, 称为叶素, 然后对每个叶素进行分析; 动量理论描述的是风轮上载荷和来流速度之间的关系, 反应了风的动能转换成机械能的关系. BEM由于其计算方法较为简单、计算资源消耗较少、适合工程应用等特点使它成为目前风力机设计和校核计算中应用最为广泛的方法. 该方法对风力机气动计算模型进行了较大简化, 无法对流场细节进行模拟和分析. GDW方法早期为研究直升机而诞生, 优点在于包含了动态尾流效应、叶尖损失和偏斜流等. 不足之处在于低风速、大气弹偏移或者是大叶轮锥角等情况下, 可能出现较大气动偏差甚至不稳定现象. CFD方法基于求解纳维-斯托克斯(Navier-Stokes, N-S)方程, 可以较为细致地研究风力机运行过程中的流场细节, 但CFD方法计算效率低, 且模型阶数过高, 并不适宜控制律的设计. 基于风洞实验的系统辨识方法可以获得高精度的模型, 但风洞实验成本较高, 且只能针对有限的风况进行实验.

在恒功率控制方面, 目前主要采用的方法有反馈

线性化控制^[11-13]、PID控制以及智能PID控制^[14-15]等方法. 基于精确反馈线性化的控制策略可以使系统的误差收敛到原点并且具有较高的控制精度, 但控制器设计需要较高精度的模型. 基于PID的控制策略具有结构简单、鲁棒性强等特点, 适合工程应用, 但是对于强非线性系统在不同风速下的情况, PID控制往往不能获得令人满意的控制效果.

本文首先基于修正的BEM建立了变襟翼风机气动模型. 在所建立的模型上, 采用反步法设计了襟翼风力机恒功率非线性控制器, 使得在有界风载扰动和模型不确定性情况下系统的输出功率收敛到额定功率的一个小邻域内, 并保证系统的输出和状态有界. 此外, 在控制过程中不需要将实时风速信号纳入反馈系统, 这也有利于降低系统成本和控制系统工程实现的难度. 仿真结果表明所设计的控制器较反馈线性化方法和PID控制具有更高的控制精度和更强的鲁棒性.

2 风力发电系统模型(The model of wind energy conversion system)

2.1 气动模型(Aerodynamic model)

根据风力机空气动力学理论^[16], 风力机的气动转矩 M_{aero} 可以表达为

$$M_{aero} = \frac{P_{aero}}{\omega_r} = \frac{\rho\pi R^2 v_0^3 C_p}{2\omega_r}, \quad (1)$$

其中: ρ 为空气密度, R 为风轮半径, v_0 为风速, ω_r 为风轮转速, P_{aero} 为风力机所捕获的机械能:

$$P_{aero} = \frac{1}{2}\rho\pi R^2 v_0^3 C_p, \quad (2)$$

C_p 为风力机的功率系数. 利用BEM计算功率系数 C_p , 在不同叶尖速比 λ 和不同襟翼偏转角 β 下的功率系数 C_p 的值不同, 因此功率系数 C_p 是关于叶尖速比 λ 和襟翼偏转角 β 的函数. 叶尖速比的表达式如下:

$$\lambda = \frac{\omega_r R}{v_0}. \quad (3)$$

襟翼偏转角 β 的改变直接影响升力 L , 阻力 D , 升力系数 $C_l(\alpha, \beta)$, 阻力系数 $C_d(\alpha, \beta)$ 等参数. 本文采用如图2(a)和图2(b)所示的襟翼相对弦长为20% Risø-B1-18翼型数据作为计算依据^[17-18], 利用BEM拟合功率系数 C_p 与襟翼偏转角 β 以及叶尖速比 λ 的关系式.

BEM的基本思路是将流管离散成多个环形单位, 通过数值迭代计算出每个控制体积上的轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' , 然后根据轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' 计算出各部分的载荷, 轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' 的计算可以分为如下6步^[16]:

步骤1 初始化轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' .

步骤2 根据式(4)–(5)计算入流角和攻角:

$$\tan \phi = \frac{(1-a)v_0}{(1+a')\omega_r r}, \quad (4)$$

$$\alpha = \phi - \theta, \quad (5)$$

其中: θ 为叶片的局部桨距角, r 为该控制体积到旋转轴的距离.

步骤 3 结合步骤 2 所得攻角以及图 2 所示的关系读取升力系数 $C_l(\alpha, \beta)$ 和阻力系数 $C_d(\alpha, \beta)$.

步骤 4 根据式(6)–(7)计算切向力系数 C_t 和法向力系数 C_n :

$$C_n = C_l \cos \phi + C_d \sin \phi, \quad (6)$$

$$C_t = C_l \sin \phi - C_d \cos \phi. \quad (7)$$

步骤 5 根据式(8)–(9)更新轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' :

$$a = \frac{1}{\frac{4F \sin^2 \phi}{\sigma C_n} + 1}, \quad (8)$$

$$a' = \frac{1}{\frac{4F \sin \phi \cos \phi}{\sigma C_t} - 1}, \quad (9)$$

其中: σ 为实度, F 为普朗特叶尖损失因子.

步骤 6 若轴向诱导因子 $a > 0.2$ 需进行葛洪沃特修正, 否则直接获得更新后的轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' . 比较更新前后的轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' , 若更新前后的值相差不大于事先设定的容许误差则完成计算, 否则返回步骤 2.

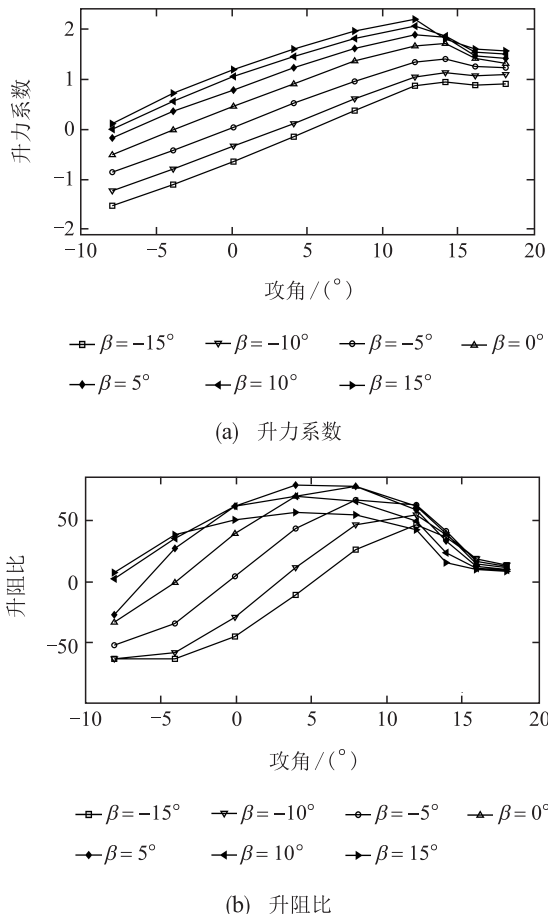


图 2 Risø B1-18翼型数据

Fig. 2 Data of Risø B1-18 airfoil

根据叶素动量理论得功率系数 C_p 拟合的结果为

$$C_p(\lambda, \beta) = 0.8847 - 0.8432\lambda + 0.2592\lambda^2 - 0.0222\lambda^3 + 0.001288\lambda\beta + 0.00003844\lambda^2\beta - 0.002058\beta. \quad (10)$$

2.2 发电机模型(Generator model)

发电机模型可由式(11)表示^[12]:

$$J\dot{\omega}_r = M_{aero} - T_{gen} - K_r\omega_r, \quad (11)$$

其中: J 为风力机及发电机总的转动惯量; T_{gen} 为发电机的电磁转矩, 恒功率运行情况下电磁转矩 T_{gen} 可以设为常值; K_r 为阻尼系数.

2.3 襟翼变化的执行机构(Flap variation actuator)

由于系统存在滞后, 因此襟翼的执行机构可以假定为一阶惯性环节, 如式(12)所示:

$$\dot{\beta} = \frac{1}{T_\beta}(u - \beta), \quad (12)$$

其中: T_β 为时间常数, u 为襟翼偏转角控制量.

2.4 系统整体模型(Whole model of system)

实际风力发电系统中风载波动会显著影响系统功率输出, 同时建模不精确所带来的模型不确定性也会影响系统的控制效果. 结合式(1)–(12)可得具有尾缘襟翼风力发电系统的非线性模型如下:

$$\begin{cases} \dot{\omega}_r = \frac{1}{J}(\hat{M}_{aero} - T_{gen} - K_r\omega_r) + \Delta\hat{F}_1(\omega_r, \beta, \hat{\lambda}) + d'_1(\omega_r, \beta, \lambda, t), \\ \dot{\beta} = \frac{1}{T_\beta}(u - \beta) + \Delta\hat{F}_2(\omega_r, \beta, \hat{\lambda}) + d'_2(\omega_r, \beta, \lambda, t), \end{cases} \quad (13)$$

其中: \hat{M}_{aero} 为风速 $v_0 = \hat{v}_0$ 下的标称模型. $\Delta\hat{F}_1(\omega_r, \beta, \hat{\lambda})$, $\Delta\hat{F}_2(\omega_r, \beta, \hat{\lambda})$ 为系统的模型不确定性, $d'_1(\omega_r, \beta, \lambda, t)$ 主要为风速变化引起的扰动, $d'_2(\omega_r, \beta, \lambda, t)$ 为执行机构受到的外部干扰, 记

$$d_1(\omega_r, \beta, \lambda, t) = \Delta\hat{F}_1(\omega_r, \beta, \hat{\lambda}) + d'_1(\omega_r, \beta, \lambda, t), \quad (14)$$

$$d_2(\omega_r, \beta, \lambda, t) = \Delta\hat{F}_2(\omega_r, \beta, \hat{\lambda}) + d'_2(\omega_r, \beta, \lambda, t). \quad (15)$$

3 变襟翼非线性控制器设计(The design of variable flaps nonlinear controller)

3.1 控制问题描述(Control problem formulation)

当实际风速高于额定风速时, 为保证风力发电系统工作的稳定性, 应使风电机组输出功率保持在额定值附近. 考虑到风力机电磁转矩 T_{gen} 设定为常值, 因此风力发电机组功率控制可以转换成风机的恒转速控制^[11-12]. 本文将风电机组的实际转速与额定转速的

差和襟翼偏转角作为反馈量,通过调节叶片襟翼的偏转角来改变叶片气动特性,使风机转速在高风速的工

况下保持在额定值附近,实现风力机的恒功率控制。控制框图如图3所示。

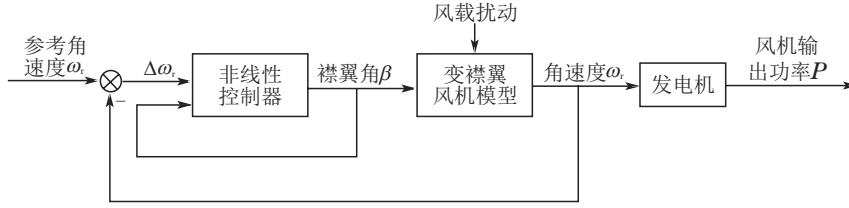


图3 风力发电系统的变襟翼控制框图

Fig. 3 The control block of variable flap wind power system

将式(10)表示为

$$C_p(\lambda, \beta) = h_0(\lambda) + h_1(\lambda)\beta, \quad (16)$$

其中:

$$h_0(\lambda) = 0.8847 - 0.8432\lambda + 0.2592\lambda^2 - 0.0222\lambda^3, \\ h_1(\lambda) = 0.001288\lambda + 0.00003844\lambda^2 - 0.002058.$$

将式(16)代入式(13),可得

$$\dot{\omega}_r = \frac{1}{J} \left(\frac{\rho\pi R^2 \hat{v}_0^3 \hat{C}_p(\hat{\lambda}, \beta)}{2J\omega_r} - T_{\text{gen}} - K_r\omega_r \right) + \\ d_1(\omega_r, \beta, \lambda, t) = \\ - \frac{1}{J} (T_{\text{gen}} + K_r\omega_r) + \frac{\rho\pi R^2 \hat{v}_0^3}{2J\omega_r} \hat{h}_0(\hat{\lambda}) + \\ \frac{\rho\pi R^2 \hat{v}_0^3}{2J\omega_r} \hat{h}_1(\hat{\lambda})\beta + d_1(\omega_r, \beta, \lambda, t), \quad (17)$$

其中: $\hat{C}_p(\hat{\lambda}, \beta)$, $\hat{h}_0(\hat{\lambda})$ 和 $\hat{h}_1(\hat{\lambda})$ 为风速 $v_0 = \hat{v}_0$ 下的 $C_p(\lambda, \beta)$, $h_0(\lambda)$ 和 $h_1(\lambda)$ 。则由式(13)描述的襟翼风力机模型可写为

$$\dot{\omega}_r = \hat{f}_1(\omega_r, \hat{\lambda}) + \hat{g}_1(\omega_r, \hat{\lambda})\beta + d_1(\omega_r, \beta, \lambda, t), \\ \dot{\beta} = \hat{f}_2(\beta, \hat{\lambda}) + \hat{g}_2(\beta, \hat{\lambda})u + d_2(\omega_r, \beta, \lambda, t), \quad (18)$$

其中:

$$\hat{f}_1(\omega_r, \hat{\lambda}) = -\frac{1}{J}(T_{\text{gen}} + K_r\omega_r) + \frac{\rho\pi R^2 \hat{v}_0^3}{2J\omega_r} \hat{h}_0(\hat{\lambda}), \\ \hat{g}_1(\omega_r, \hat{\lambda}) = \frac{\rho\pi R^2 \hat{v}_0^3}{2J\omega_r} \hat{h}_1(\hat{\lambda}), \\ \hat{f}_2(\beta, \hat{\lambda}) = -\frac{1}{T_\beta}\beta, \quad \hat{g}_2(\beta, \hat{\lambda}) = \frac{1}{T_\beta}.$$

记 $x_1 = \omega_r$, $x_2 = \beta$, 式(18)可写为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \hat{f}_1(x_1, \hat{\lambda}) + \hat{g}_1(x_1, \hat{\lambda})x_2 + d_1(x_1, x_2, \lambda, t), \\ \dot{x}_2 = \hat{f}_2(x_2, \hat{\lambda}) + \hat{g}_2(x_2, \hat{\lambda})u + d_2(x_1, x_2, \lambda, t). \end{cases} \quad (19)$$

3.2 基于反步法的非线性控制器设计(Design of nonlinear controller based on backstepping method)

考虑如式(19)描述的系统设计控制器,首先对系

统做出如下假设:

假设 1 状态变量 x_1, x_2 可测。

假设 2 $d_1(x_1, x_2, \lambda, t)$, $d_2(x_1, x_2, \lambda, t)$ 等模型不确定性以及外部干扰有界,即 $|d_1(x_1, x_2, \lambda, t)| \leq D_1$, $|d_2(x_1, x_2, \lambda, t)| \leq D_2$ 。 D_1, D_2 可未知。

假设 3 $\hat{g}_i(x_i, \hat{\lambda}) \neq 0, i = 1, 2$ 。

假设 4 $\hat{f}_1(x_1, \hat{\lambda}), \hat{g}_i(x_i, \hat{\lambda}), \hat{g}_i^{-1}(x_i, \hat{\lambda}), i = 1, 2$ 足够光滑。

注 1 在实际工程应用中襟翼风力机中风机转速 ω_r 和襟翼偏转角 β 的测量是可以实现的,因此假设1可以满足;实际风机系统中能量不会无限大且额定风速以上工况下风机转速 ω_r 不会为0(若为0则式(1)不成立),则扰动总是有界,因此假设2总是满足;某一风速下计算的标称模型可以满足假设3和假设4。

根据控制目标可知,希望状态变量 x_1 跟踪给定值 $x_d = 2.8379$,于是定义新状态变量

$$e_1 = x_1 - x_d, \\ e_2 = x_2 - \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \quad (20)$$

式中 $\alpha(e_1, \hat{\lambda})$ 待定,为状态变量 x_2 的期望信号。

将式(20)代入式(19),可得

$$\begin{cases} \dot{e}_1 = \hat{f}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) + \hat{g}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda})(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda})) + d_1(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t), \\ \dot{e}_2 = \hat{f}_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda}) - \dot{\alpha}(e_1, \hat{\lambda}) + \hat{g}_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda})u + d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t). \end{cases} \quad (21)$$

记式(21)为

$$\begin{cases} \dot{e}_1 = \hat{f}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) + \hat{g}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda})(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda})) + d_1(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t), \\ \dot{e}_2 = \hat{f}_2(e_1, e_2, \hat{\lambda}) + \hat{g}_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda})u + d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t), \end{cases} \quad (22)$$

其中 $\hat{f}'_2(e_1, e_2, \hat{\lambda}) = \hat{f}'_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda}) - \dot{\alpha}(e_1, \hat{\lambda})$.

构造李雅普诺夫函数

$$V = \frac{1}{2}e_1^2. \quad (23)$$

由式(23)可知所选李雅普诺夫函数 V 正定. 选取虚拟控制量

$$\alpha(e_1, \hat{\lambda}) = \hat{g}_1^{-1}(e_1 + x_d, \hat{\lambda})(-\hat{f}'_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) - c_1 e_1 - k_1 e_1), \quad (24)$$

式中 c_1, k_1 均为正数. 当 $e_2 = 0$ 时, 对李雅普诺夫函数求导可得

$$\begin{aligned} \dot{V} &= e_1 \dot{e}_1 = \\ &e_1(-c_1 e_1 - k_1 e_1 + \\ &d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) \leq \\ &-c_1 e_1^2 - k_1 e_1^2 + \|e_1\| D_1 = \\ &-c_1 e_1^2 - k_1(e_1^2 - \frac{\|e_1\| D_1}{k_1} + \frac{D_1^2}{4k_1^2}) + \frac{D_1^2}{4k_1} = \\ &-c_1 e_1^2 - k_1(e_1 - \frac{D_1}{2k_1})^2 + \frac{D_1^2}{4k_1} \leq \\ &-c_1 e_1^2 + \frac{D_1^2}{4k_1}, \end{aligned} \quad (25)$$

$\alpha(e_1, \hat{\lambda})$ 的作用简单来说可以分为两部^[19]. 其中一部分作用是抵消标称系统中的非线性项 $\hat{f}'_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda})$, 并产生模态 $-c_1 e_1^2$; 另一部分则用于抑制干扰. 由式(25)可知调节参数 c_1, k_1 可使状态变量 e_1 满足一定的要求.

选取复合李雅普诺夫函数

$$V_c = V + \frac{1}{2}e_2^2. \quad (26)$$

由式(26)可知所选的复合李雅普诺夫函数 V_c 正定. 对复合李雅普诺夫函数 V_c 求导可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_c &= e_1 \dot{e}_1 + e_2 \dot{e}_2 = \\ &e_1(-c_1 e_1 - k_1 e_1 + d_1(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) + \\ &\hat{g}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) e_1 e_2 + e_2(\hat{f}'_2(e_1, e_2, \hat{\lambda}) + \\ &\hat{g}_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda}) u + \\ &d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) = \\ &e_1(-c_1 e_1 - k_1 e_1 + d_1(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) + \\ &e_2(\hat{g}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) e_1 + \hat{f}'_2(e_1, e_2, \hat{\lambda}) + \\ &\hat{g}_2(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda}) u + \\ &d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)). \end{aligned} \quad (27)$$

取控制律

$$u = \hat{g}_2^{-1}(e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \hat{\lambda})(-\hat{g}_1(e_1 + x_d, \hat{\lambda}) e_1 - \hat{f}'_2(e_1, e_2, \hat{\lambda}) - c_2 e_2 - k_2 e_2), \quad (28)$$

式中 c_2, k_2 均为正数, 于是可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_c &= e_1(-c_1 e_1 - k_1 e_1 + \\ &d_1(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) + \\ &e_2(-c_2 e_2 - k_2 e_2 + \\ &d_2(e_1 + x_d, e_2 + \alpha(e_1, \hat{\lambda}), \lambda, t)) \leq \\ &-c_1 e_1^2 - c_2 e_2^2 + \frac{D_1^2}{4k_1} + \frac{D_2^2}{4k_2}. \end{aligned} \quad (29)$$

采用如式(28)所设计的控制律, 则状态变量 e_1 全局有界, 其边界为

$$\|e_1\| \leq \sqrt{2V_c} e^{-\gamma t} + \sqrt{\frac{M}{\gamma}}, \quad (30)$$

其中: $\gamma = \min\{c_1, c_2\} - \varepsilon, 0 \leq \varepsilon < \min\{c_1, c_2\}, M = \frac{D_1^2}{4k_1} + \frac{D_2^2}{4k_2}$.

为证明式(30), 先介绍引理1.

引理 1 若 $\dot{f}(t) \leq -2af(t) + b$, 则 $f(t) \leq f(0)e^{-2at} + \frac{b}{2a}, \forall t \geq 0$, 其中 a, b 均为正数.

证 因为

$$\frac{d}{dt}(f(t)e^{2at}) = e^{2at}\dot{f}(t) + 2ae^{2at}f(t), \quad (31)$$

由

$$\dot{f}(t) \leq -2af(t) + b,$$

根据式(31),

$$\frac{d}{dt}(f(t)e^{2at}) \leq be^{2at}. \quad (32)$$

对式(32)在 $[0, t]$ 上积分, 可得

$$\int_0^t \frac{d}{dr}(f(r)e^{2ar}) dr \leq \int_0^t be^{2ar} dr,$$

得

$$\begin{aligned} f(t)e^{2at} - f(0) &\leq \frac{b}{2a}e^{2at} - \frac{b}{2a}, \\ f(t) &\leq f(0)e^{-2at} + \frac{b}{2a} - \frac{b}{2a}e^{-2at} \leq \\ &f(0)e^{-2at} + \frac{b}{2a}. \end{aligned}$$

结合引理1, 现在证明式(30).

证 取 $\gamma = \min\{c_1, c_2\} - \varepsilon, 0 \leq \varepsilon < \min\{c_1, c_2\}, M = \frac{D_1^2}{4k_1} + \frac{D_2^2}{4k_2}$, 因为

$$\begin{aligned} \dot{V}_c &\leq -c_1 e_1^2 - c_2 e_2^2 + \frac{D_1^2}{4k_1} + \frac{D_2^2}{4k_2} \leq \\ &-\gamma(e_1^2 + e_2^2) + \frac{D_1^2}{4k_1} + \frac{D_2^2}{4k_2} = \\ &-2\gamma V_c + M, \end{aligned}$$

故

$$V_c \leq V_c(0)e^{-2\gamma t} + \frac{M}{2\gamma}. \quad (33)$$

根据式(26),

$$e_1^2 \leq 2V_c.$$

根据式(33),

$$e_1^2 \leq 2(V_c(0)e^{-2\gamma t} + \frac{M}{2\gamma}).$$

故

$$\|e_1\| \leq \sqrt{2(V_c(0)e^{-2\gamma t} + \frac{M}{2\gamma})} \leq \sqrt{2V_c(0)e^{-\gamma t} + \frac{M}{\gamma}}.$$

同理可得 $\|e_2\| \leq \sqrt{2V_c}e^{-\gamma t} + \frac{M}{\gamma}$. 故状态变量 e_2 全局有界. 考虑到假设3和假设4, 由式(28)可知控制信号 u 全局有界. 因此在整个闭环系统中所有的信号均全局有界.

在充分考虑外界扰动以及模型不精确等干扰的情况下采取如式(28)所示控制律, 设计 c_1, k_1, c_2, k_2 , 状态变量 e_1 会收敛到0的某个小邻域内. 实际工程中可以根据当地具体风况选取计算标称模型的 \hat{v}_0 .

4 仿真结果及比较分析 (Simulation results and comparative analysis)

为了更加准确地反应被控对象, 本文基于 S-function 编写了 BEM 算法, 搭建了风力发电系统的数值模型. 仿真参数如下: 风机额定功率 $P^* = 500$ kW, 额定风速 $v_0^* = 11.98$ m/s, 额定转速为 $\omega_r^* = 2.8379$ rad/s, 风轮半径 $R = 20.5$ m, 阻尼系数 $K_r = 0.14$, 时间常数 $T_\beta = 0.5$, 空气密度为 $\rho = 1.225$ kg/m³, 风机的总转动惯量 $J = 2.36 \times 10^5$ kg·m², 计算标称模型的 $\hat{v}_0 = 13$ m/s. 仿真过程中 $\Delta \hat{F}_1, \Delta \hat{F}_2$ 主要为模型不确定性, 仿真中总转动惯量的实际取值为标称参数的90%, 即 $J' = 2.124 \times 10^5$ kg·m². d_1 为风载扰动. 干扰 d_2 采用如图4所示的信号进行模拟.

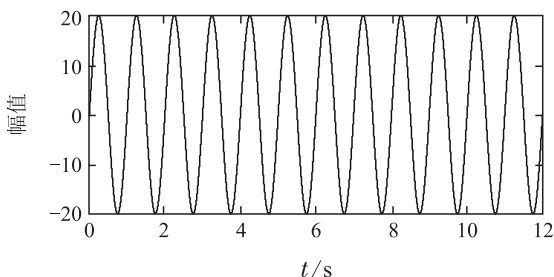
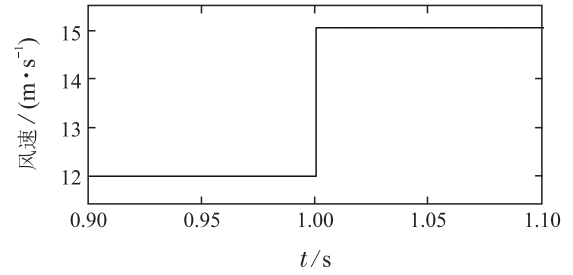


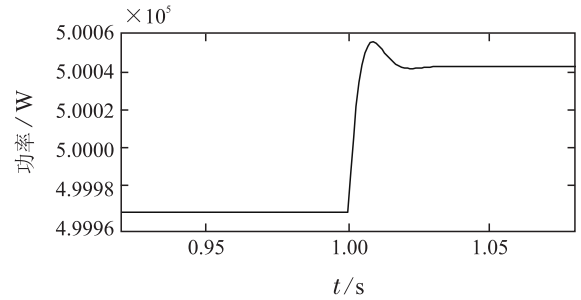
图4 作用于执行机构上的干扰信号

Fig. 4 Interference signal acting on the actuator

图5为风速由12 m/s阶跃到15 m/s的响应曲线, 由图可知, 在风速突然变化的情况下, 风机的转速仍能维持在较理想的范围内.



(a) 风速



(b) 风机叶片转速的变化情况

图5 阶跃风速下的响应曲线

Fig. 5 Response curves under sudden change wind

采用四分量模型模拟实际风场情况, 即基本风 \bar{V} 、阵风 V_{WG} 、渐变风 V_{WR} 、随机风 V_{WN} . 采用四分量模型所建立的风速模型如图6(a)所示.

本文对比了基于精确反馈线性化的 H_∞ 鲁棒控制器以及PID控制器. 反馈线性化 H_∞ 鲁棒控制器设计如下, 对于式(19)选取输出函数为

$$h(x) = x_d - x_1, \quad (34)$$

经检验满足反馈线性化^[20]. 将原非线性系统转换为线性系统后利用MATLAB的LMI工具箱可求得系统 γ -次优控制器^[21].

$$u = -\frac{L_f^2 h(x)}{L_g L_f h(x)} + \frac{1}{L_g L_f h(x)} (-16.2999\xi_1 - 20.4226\xi_2). \quad (35)$$

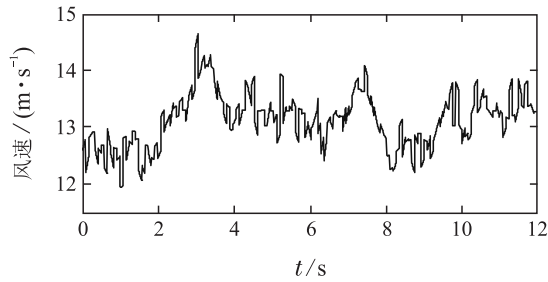
相应的扰动抑制度 $\gamma = 1.3441$.

PID控制器设计如下, 取 $e = x_d - x_1$,

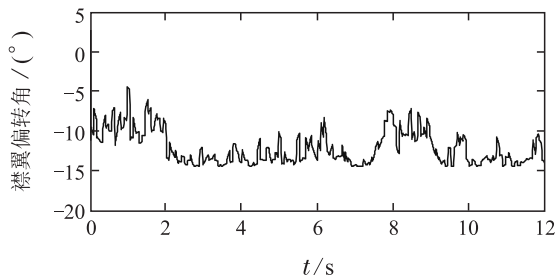
$$u = 2000e + 1000 \int e + 50\dot{e}. \quad (36)$$

采用反步法设计的控制器襟翼偏转角如图6(b)所示, 风机转速如图6(c)所示. 图6(d)和图6(e)分别给出了有无扰动 d_2 时3种不同控制器作用下风机的输出功率, 其中蓝色实线为基于反步法设计控制器作用下风电系统的输出功率, 红色点划线为基于精确反馈线性化的 H_∞ 鲁棒控制器作用下风电系统的输出功率, 黑

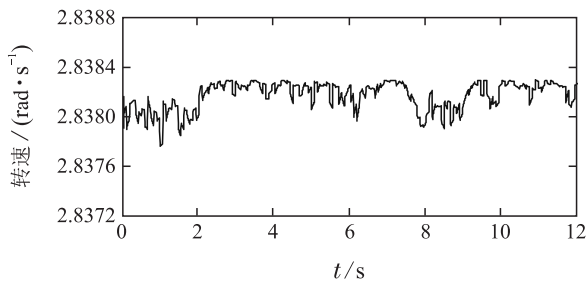
色虚线则为PID控制结果. 无干扰 d_2 作用于执行机构时, 3种控制方法均能有效地稳定风机输出功率, 反步法控制器的输出功率相较于另外两种控制方法的输出功率, 具有更小的波动、更好的控制效果. 当干扰 d_2 作用于执行机构以后, 基于精确反馈线性化的 H_∞ 鲁棒控制和PID控制下风机的输出功率均产生了较大的波动, 而反步法控制器作用下的风机输出功率波动则没有发生较大的变化, 因而反步法控制器具有更强的鲁棒性.



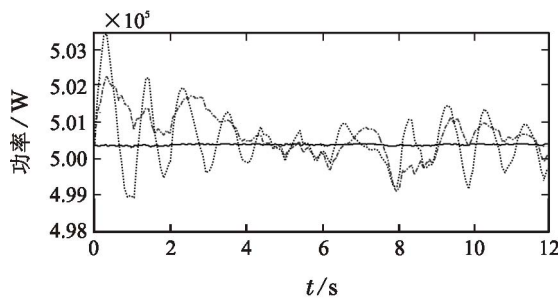
(a) 风速



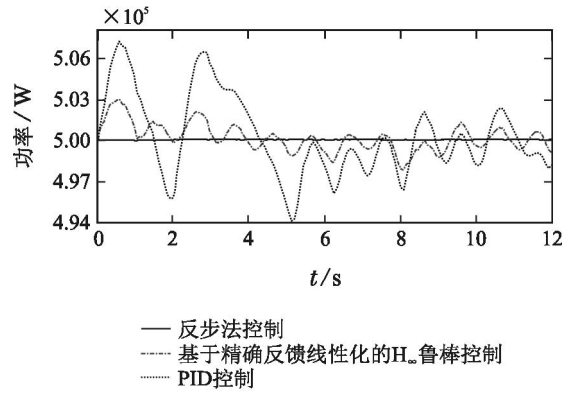
(b) 襟翼偏转角的变化情况



(c) 风机叶片转速的变化情况



(d) 无扰动 d_2 时发电机输出功率的变化情况



(e) 有扰动 d_2 时发电机输出功率的变化情况

图 6 模拟实际风速下风机响应曲线

Fig. 6 Response curves under simulated actual wind

5 结论(Conclusions)

本文基于修正的BEM建立了具有尾缘襟翼的风机气动模型. 针对尾缘襟翼的非线性动力学模型, 选取某一额定风速以上的风速计算出标称模型, 将风速变化对模型影响视为扰动, 在充分考虑模型不确定性以及风载变化扰动的情况下, 基于反步法设计了非线性控制器. 由于设计控制器时没有将实时风速纳入控制系统, 因而降低了工程应用的难度和成本. 仿真表明, 在额定风速以上的工况下, 控制器可以使风机转速以及发电机的输出功率稳定在额定值附近, 并且控制系统具有较强的鲁棒性.

参考文献(References):

- [1] HE Dexin. Research on China's wind energy development strategy [J]. *Engineering Sciences*, 2011, 13(6): 95 – 100. (贺德馨. 中国风能发展战略研究 [J]. *中国工程科学*, 2011, 13(6): 95 – 100.)
- [2] YE Hangye. *Control Techniques in Wind Energy Conversion System* [M]. Beijing: China Machine Press, 2002: 1 – 13 (叶杭治. 风力发电机组的控制技术 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2002: 1 – 13.)
- [3] LI Chuanfeng. *Study on aerodynamic performance and mechanism of trailing edge flap on wind turbine* [D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2013. (李传峰. 风力机尾缘襟翼气动特性与机理研究 [D]. 北京: 中国科学院大学, 2013.)
- [4] BARLAS T K, VAN KUIK G A M. Review of state of the art in smart rotor control research for wind turbines [J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2010, 46(1): 1 – 27.
- [5] ZHANG Zhen, LIANG Yukun. Constant output power control of variable trailing-edge flap wind power system based on feedback linearization [C] // *Proceedings of the 33rd Chinese Control Conference*. Nanjing, China: IEEE, 2014: 3805 – 3810. (张臻, 梁宇坤. 基于反馈线性化的变襟翼风力发电系统恒功率控制 [C] // 第33届中国控制会议论文集. 中国南京: IEEE, 2014: 3805 – 3810.)
- [6] YU W, ZHANG M M, XU J Z. Effect of smart rotor control using a deformable trailing edge flap on load reduction under normal and extreme turbulence [J]. *Energies*, 2012, 5(12): 3608 – 3626.

- [7] WINGERDEN J, HULSKAMP A, BARLAS T, et al. Two-degree-of-freedom active vibration control of a prototyped "smart" rotor [J]. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2011, 19(2): 284 – 296.
- [8] QIU Jing, WANG Guozhi, LIU Henglong, et al. The research on small scale wind turbine blade based on BEM theory [J]. *Hydraulics Pneumatics & Seals*, 2011, 31(6): 71 – 74.
(邱静, 王国志, 刘恒龙, 等. 基于BEM理论的小型风机叶片设计与分析 [J]. 液压气动与密封, 2011, 31(6): 71 – 74.)
- [9] LIU Hua, HE Yulin, JIN Xin, et al. Joint-analysis of stall-regulated turbine's performance based on GDW [J]. *Acta Energetica Sinica*, 2008, 29(3): 343 – 348.
(刘桦, 何玉林, 金鑫, 等. 基于GDW理论的失速型风力机整机性能分析 [J]. 太阳能学报, 2008, 29(3): 343 – 348.)
- [10] ZHANG Shishuai, LUO Liang, LI Weihua. Research on performance prediction of the cross-flow fans for air conditioning [J]. *Fluid Machinery*, 2008, 36(5): 18 – 20.
(张师帅, 罗亮, 李伟华. 基于CFD分析的空调用贯流风机的性能预测 [J]. 流体机械, 2008, 36(5): 18 – 20.)
- [11] QIN Shengsheng, HU Guowen, GU Chunlei, et al. Nonlinear H-infinity robust control of constant power for wind power system [J]. *Control Theory & Applications*, 2012, 29(5): 617 – 622.
(秦生升, 胡国文, 顾春雷, 等. 风力发电系统的恒功率非线性 H_∞ 鲁棒控制 [J]. 控制理论与应用, 2012, 29(5): 617 – 622.)
- [12] ZHANG Xianyong, WU Jie, YANG Jinming, et al. H-infinity robust control of constant power output for the wind energy conversion system above rated wind [J]. *Control Theory & Applications*, 2008, 25(2): 321 – 324.
(张先勇, 吴捷, 杨金明, 等. 额定风速以上风力发电机组的恒功率 H_∞ 鲁棒控制 [J]. 控制理论与应用, 2008, 25(2): 321 – 324.)
- [13] YANG Junhua, ZHENG Jianhua, YANG Mengli, et al. Feedback linearization control of constant output power for variable pitch wind turbine [J]. *Control Theory & Applications*, 2012, 29(10): 1365 – 1370.
(杨俊华, 郑俭华, 杨梦丽, 等. 变桨距风力发电机组恒功率反馈线性化控制 [J]. 控制理论与应用, 2012, 29(10): 1365 – 1370.)
- [14] ZHENG Liming, LIN Yu, CHEN Yan, et al. Research on blade pitch nonlinear PID control for a large-scale wind turbine under constant power [J]. *Acta Energetica Sinica*, 2012, 33(5): 727 – 731.
(郑黎明, 林宇, 陈严, 等. 大型风力机恒功率变桨距非线性PID控制方法研究 [J]. 太阳能学报, 2012, 33(5): 727 – 731.)
- [15] 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.
(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.)
- [16] HANSEN M. *Aerodynamics of Wind Turbines* [M]. 2nd edition. London: Earthscan, 2008. 1 – 152.
- [17] TROLDORF N. Computational study of the Ris ϕ -B1-18 airfoil equipped with a hinged flap providing variable trailing edge geometry [J]. *Wind Engineering*, 2005, 29(2): 89 – 113.
- [18] TROLDORF N. *Computational study of the Ris ϕ -B1-18 airfoil equipped with actively controlled trailing edge flaps* [D]. Copenhagen: Technical University of Denmark, 2004.
- [19] ZHOU Shaosheng, FEI Shumin, FENG Chunbo. Control of multi-input nonlinear cascade systems with bounded disturbance [J]. *Journal of Southeast University*, 1999, 19(6): 1 – 4.
(周绍生, 费树岷, 冯纯伯. 带有界扰动的多输入非线性串级系统的控制 [J]. 东南大学学报, 1999, 19(6): 1 – 4.)
- [20] DUAN Fuhai, HAN Chongzhao. Comparison between the dynamic inversion and the differential geometric feedback linearization [J]. *Automation and Instrumentation*, 2002, 101(3): 4 – 5.
(段富海, 韩崇昭. 动态逆方法和微分几何反馈线性化方法的对比 [J]. 自动化与仪器仪表, 2002, 101(3): 4 – 5.)
- [21] YU Li. *Robust Control Based on Linear Matrix Inequalities Approach* [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2002: 41 – 67.
(俞立. 线性矩阵不等式处理方法 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2002: 41 – 67.)

作者简介:

卢经纬 (1990–), 男, 硕士研究生, 目前研究方向为风力机气动建模与控制, E-mail: lujingwei@buaa.edu.cn;

张臻 (1974–), 男, 博士, 讲师, 目前研究方向为智能结构控制与应用、风力机气动建模与控制, E-mail: zhangzhen@buaa.edu.cn;

梁宇坤 (1989–), 男, 硕士, 目前研究方向为风力机降载控制, E-mail: lyk87597015@163.com;

张文广 (1975–), 男, 博士, 副教授, 目前研究方向为风力机降载控制、燃煤机组燃烧优化, E-mail: zwg@ncepu.edu.cn.