一种实现风力机 MPPT 控制的加速最优转矩法

陈载宇 [1] 殷明慧 [1] 蔡晨晓 [1] 张保勇 [1] 邹 云 [1]

摘 要 最优转矩法因其所需测量状态较少、易于实现的特点, 被广泛应用于风力机的最大功率点跟踪 (Maximum power point tracking, MPPT) 控制. 传统的最优转矩法只考虑系统的稳态工作点, 依靠系统本身的特性进行转速调节, 在一定程度上限制了转速调节速度. 本文使用滑模变结构控制的思想, 在最优转矩法的基础上设计得到一种变结构控制器, 增大了转速跟踪过程中的不平衡转矩, 缩短了系统的调节时间. 仿真结果表明本文提出的改进方法可以获得良好的转速跟踪效果, 从而提高风力机的风能捕获效率.

关键词 风力机, 最大功率点跟踪, 最优转矩法, 滑模变结构控制

引用格式 陈载宇, 殷明慧, 蔡晨晓, 张保勇, 邹云. 一种实现风力机 MPPT 控制的加速最优转矩法. 自动化学报, 2015, **41**(12): 2047−2057

DOI 10.16383/j.aas.2015.c150184

An Accelerated Optimal Torque Control of Wind Turbines for Maximum Power Point Tracking

CHEN Zai-Yu[1] YIN Ming-Hui[1] CAI Chen-Xiao[1] ZHANG Bao-Yong[1] ZOU Yun[1]

Abstract The optimal torque (OT) method is widely used in maximum power point tracking (MPPT) control of wind turbines due to its simplicity. The traditional OT control only considers the steady-state operating point of the system, which leads to a long tracking time. A variable structure controller is proposed based on the OT method, using the idea of sliding mode control (SMC). The proposed controller can increase the unbalance torque during the tracking and shorten the regulation time. Simulation results clearly show that a more rapid speed response can be obtained by the proposed method, while the power capture efficiency can be increased at the same time.

Key words Wind turbines, maximum power point tracking (MPPT), optimal torque control, sliding mode control

Citation Chen Zai-Yu, Yin Ming-Hui, Cai Chen-Xiao, Zhang Bao-Yong, Zou Yun. An accelerated optimal torque control of wind turbines for maximum power point tracking. *Acta Automatica Sinica*, 2015, **41**(12): 2047−2057

风力发电技术近年来受到越来越多的关注. 变速风力机与定速风力机相比, 具有更高的发电效率和更低的结构载荷[1−2]. 风力机的最大功率点跟踪 (Maximum power point tracking, MPPT) 控制旨在控制风轮转速跟踪由实时风速所决定的最佳转速, 进而捕获更多风能. 风力机 MPPT 控制具有多种实现方法[3−5], 其中包括在理论研究中较为常见的叶尖速比法 (Tip speed ratio, TSR) 以及在工程实际中被广泛应用的最优转矩法 (Optimal torque, OT) 等方法. 在湍流风下风力机的大转动惯量会影响风力机的动态性能和风能捕获效率[5−6], 而对现有控制方法的改进则有助于改善这一问题.

叶尖速比法需要根据实时观测的风速计算风力机的最优参考转速. 文献 [1, 7] 指出, 实际中风速很难被准确测量. 为此, 文献 [2, 8−10] 提出将风力机自身作为观测器, 利用数值计算方法估计等效风速. 但基于该方法的控制过程较为复杂, 依赖于准确的 $C_P-\lambda$ 曲线, 并且状态观测的偏差可能会使风速估计结果更加不准确. 使用最优转矩法则可以避免上述问题的出现, 该方法通过设定发电机电磁转矩与转速之间的关系构建出一个闭环系统, 使风力机转速能够自行趋近到最优转速. 由于简单易行, 且不需要获取实时风速信息, 最优转矩法在工程中已得到广泛的应用[6]. 它也是本文讨论改进的对象.

由于传统最优转矩法本身无法通过参数的调整来获得更快的响应速度, 因此应用该方法控制的风力机趋于最优转速的动态过程需要较长的时间,

收稿日期 2015-04-20 录用日期 2015-09-14
Manuscript received April 20, 2015; accepted September 14, 2015
国家自然科学基金 (61174038, 61203129, 61473151), 中央高校基本科研业务费专项资金 (30915011104, 30920140112005), 中国博士后科学基金资助项目 (2013M541674) 资助
Supported by National Natural Science Foundation of China (61174038, 61203129, 61473151), the Fundamental Research Funds for the Central Universities (30915011104, 30920140112005), and China Postdoctoral Science Foundation (2013M541674)
本文责任编委 梅生伟
Recommended by Associate Editor MEI Sheng-Wei
1. 南京理工大学自动化学院 南京 210094
1. School of Automation, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094

进而使风力机的风能捕获效率降低. 为此, 文献 [11−15] 从工程视角改进了最优转矩法, 通过放弃或部分放弃对最优转速的跟踪来换取整体效率的提高. 这些方法不仅依赖实际运行时的统计风况信息, 且不当的调节会造成效率不升反降[6]. 另一方面, 现有文献很少从控制理论角度对最优转矩法进行优化改进. 究其原因在于: 该方法在实现形式上并非直接根据转速误差进行反馈调节. 该特点虽然避免了基于实时风速观测的最优转速参考的确定, 但也使得很多基于误差调节的控制策略难以直接用于改进最优转矩法.

考虑到滑模变结构控制对参数不确定性、外部干扰和未建模动态具有鲁棒性, 且滑模面具有有限时间可达性[8], 因此在很多实际系统中得到了应用[16−18]. 与此同时, 滑模变结构控制也已经被应用于风力机的 MPPT 控制. 文献 [19] 在发电机电磁转矩调节过程中应用一阶滑模控制器进行功率调节, 增强了系统的鲁棒性, 降低了风力机运行过程中的结构载荷和输出功率波动. 文献 [8, 20] 又在此基础上将其扩展为高阶滑模控制, 抑制了控制器造成的抖振. 这些方法的主要目的在于增强系统鲁棒性并抑制电磁功率波动, 并未强调转速跟踪效果. 为提高风力机的发电效率, 文献 [8, 21−23] 分别将滑模控制应用于叶尖速比法实现风力机的 MPPT 控制, 取得了良好的效果. 滑模变结构控制目前也被广泛引入到发电机的控制中[24−25] 以实现风力机的 MPPT 控制, 但电磁动态并不是本文研究的重点, 本文主要研究的是风力机的机械动态.

本文基于已广泛工程应用的最优转矩法, 以提高风力机转速跟踪效果为主要目标, 通过对传统最优转矩法进行分析, 采用滑模变结构控制的思想提出了一种能够实现更高 MPPT 性能的改进方法. 它不仅保持了传统最优转矩法不需要观测风速的优势, 且通过应用一个简单的模糊控制策略对滑模控制普遍存在的抖振问题加以抑制. 最后, 使用风力机专业仿真软件 FAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence)[26], 以 NERL (National Renewable Energy Laboratory) 600 kW CART (Controls advanced research turbine) 3 叶片风力机[27] 为对象, 仿真验证了本文提出的滑模控制器的有效性.

本文章节安排如下: 第 1 节首先介绍风力机的模型; 第 2 节概述传统最优转矩法, 指出其调节速度慢的问题; 第 3 节基于滑模变结构控制的思想设计控制器, 对传统最优转矩法做出改进, 并将二者的调节速度进行比较; 第 4 节通过仿真结果对比现有方法和本文提出的改进方法的控制效果; 最后, 在第 5 节总结全文并指出后续研究需要关注的问题.

1 风力发电机模型

1.1 风力机气动模型

风力机所捕获的能量可以用如下的公式表达:

$$P_a = \frac{1}{2}\,\rho\pi R^2 v^3 C_P(\lambda,\beta) \tag{1}$$

其中, ρ 为空气密度, R 为风轮半径, v 为风速. $C_P(\lambda,\beta)$ 一般称为风能利用系数, 与叶尖速比 λ 和桨距角 β 相关. 本文主要讨论的是风力机变速运行过程中的最大功率点跟踪控制, 该阶段桨距角 β 始终被固定于一个常值, 此时风能利用系数可看作是叶尖速比 λ 的一个函数 $C_P(\lambda)$, 因此后文将不再讨论桨距角 β.

叶尖速比 λ 表示叶片顶端的线速度与风速的比值, 其定义为

$$\lambda = \frac{\omega_r R}{v} \tag{2}$$

其中, ω_r 表示风轮旋转角速度.

图 1 展示了一条典型的 $C_P-\lambda$ 曲线. C_P 在某个特定的叶尖速比下取得最大值 $C_{P.\max}$, 其对应的叶尖速比为 λ_{opt}. $C_{P.\max}$ 和 λ_{opt} 是由风力机的结构所决定的.

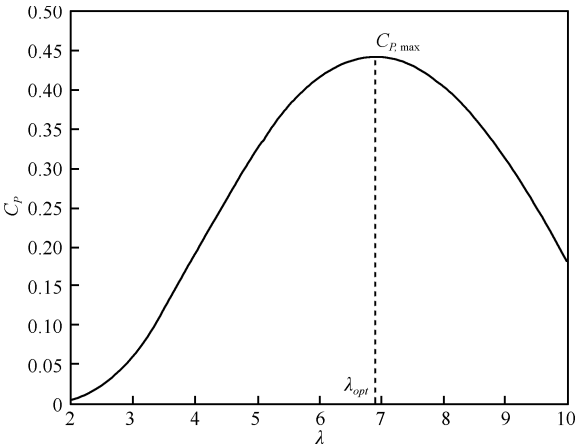


图 1 $C_P-\lambda$ 曲线

Fig. 1 $C_P-\lambda$ curve

由 $P_a = T_r\omega_r$ 可以得到风轮所获得的气动转矩

$$T_r = \frac{1}{2}\rho\pi R^3 v^2 C_Q(\lambda) \tag{3}$$

这里

$$C_Q(\lambda) = \frac{C_P(\lambda)}{\lambda}$$

1.2 传动链模型

风力机的传动结构可以看作是一个双质量块模型 (如图 2 所示), 并且可按照转速划分为低速轴 (风轮侧) 和高速轴 (电机侧).

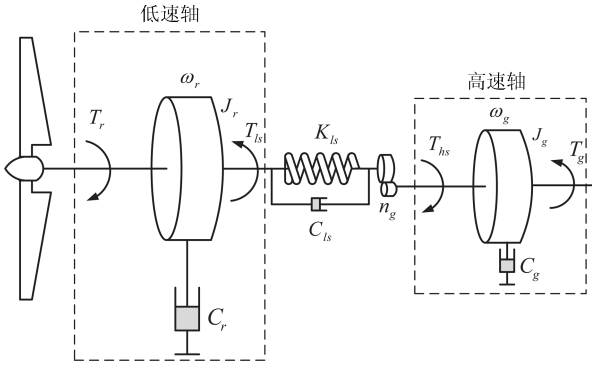


图 2　双质量块模型

Fig. 2　Two-mass model

低速轴的动态过程可表示为

$$C_r\omega_r + J_r\dot{\omega}_r = T_r - T_{ls} \tag{4}$$

这里 C_r 为低速轴的阻尼系数, J_r 为低速轴的转动惯量. 式中低速轴转矩 T_{ls} 相当于一个制动转矩, 其大小可以表示为

$$T_{ls} = K_{ls}\left(\theta_r - \frac{\theta_g}{n_g}\right) + C_{ls}\left(\omega_r - \frac{\omega_g}{n_g}\right) \tag{5}$$

这里 K_{ls} 为传动链的等效刚度, C_{ls} 为传动链的等效阻尼, ω_g 表示发电机转速, $\theta_r - \theta_g/n_g$ 则表示低速轴和高速轴的相位差 (扭转程度).

高速轴转矩

$$T_{hs} = \frac{T_{ls}}{n_g} \tag{6}$$

其中, n_g 表示齿轮箱的变速比. 高速轴转矩 T_{hs} 的方向与低速轴转矩 T_{ls} 相反, 作为高速轴的驱动转矩. 高速轴的动态过程可表示为

$$C_g\omega_g + J_g\dot{\omega}_g = T_{hs} - T_g \tag{7}$$

其中, C_g 为高速轴的阻尼系数, J_g 为高速轴的转动惯量. T_g 表示发电机电磁转矩, 可以看作是高速轴以及整个传动系统的制动转矩.

对于式 (4) ∼ (7) 所示的传动链模型, 若 $n_g\omega_r = \omega_g$ 始终成立, 则其可简化为一个单质量块模型:

$$C_t\omega_t + J_t\dot{\omega}_t = T_r - n_gT_g \tag{8}$$

其中

$$\begin{aligned} C_t &= C_r + n_g^2C_g \\ J_t &= J_r + n_g^2J_g \\ \omega_t &= \omega_r = \frac{\omega_g}{n_g} \end{aligned}$$

式 (8) 所示的单质量块模型实际上是对双质量块模型的简化, 考虑到实际风力机传动轴的刚度很大, 单质量块模型将传动链假设为刚体[19−20], 忽略其弹性形变.

1.3　发电机模型

风力发电系统的发电机电磁动态要远远快于系统的其他组成部分, 这使得将风力发电系统的电磁部分与机械部分进行解耦成为了可能[2, 9]. 基于上述原因, 部分文献将电磁部分简化为一个一阶线性模型[8, 10], 即

$$\dot{T}_g = -\frac{T_g}{\tau} + \frac{T_{g.ref}}{\tau} \tag{9}$$

也有文献直接将 T_g 作为控制量进行控制器设计并假设发电机能够快速准确地将电磁转矩调节到机械部分控制器给出的参考转矩[2, 9].

本文将参考转矩 $T_{g.ref}$ 作为系统的控制量, 而将实际发电机电磁动态的影响以等效转矩扰动的形式加入到风力机模型中[28], 即

$$T_g = T_{g.ref} + \xi_1 \tag{10}$$

其中, ξ_1 表示发电机侧的干扰、不确定性以及未建模动态, 也就是参考转矩与实际电磁转矩存在的偏差.

2　传统最优转矩法分析

根据第 1.1 节所介绍的气动模型可知, 若想最大限度地利用风能, 则需要将风能利用系数 C_P 维持在最高点 $C_{P.\max}$ 上, 在该点处 $\lambda = \lambda_{opt}$. 由式 (2) 可知, $\omega_{opt} = v\lambda_{opt}/R$, 因此需要通过控制发电机参考转矩 $T_{g.ref}$ 使风轮转速 ω_r 跟踪一个由风速 v 决定的目标转速 ω_{opt}.

基于传统最优转矩法的控制策略可由下式描述[8]:

$$T_{g.ref} = \frac{k_{opt}\omega_g^2 - n_gC_t\omega_g}{n_g^3} \tag{11}$$

其中

$$k_{opt} = \frac{1}{2}\rho\pi R^5\frac{C_P\left(\lambda_{opt}\right)}{\lambda_{opt}^3}$$

下面基于式 (8) 所示的单质量块模型对传统最优转矩法进行分析. 将式 (11) 所示的控制策略代入式 (8), 可以得到如下的闭环系统:

$$J_t\dot{\omega}_r = T_r - k_{opt}\omega_r^2 \tag{12}$$

定义转速误差

$$e = \omega_r - \omega_{opt} \tag{13}$$

由于最优转矩法是一种基于风力机稳态特性的 MPPT 控制方法, 因此将目标转速视为常值, 即 $\dot{\omega}_{opt}=0$, 而未考虑其动态变化. 由此可推出:

$$\dot{e}=\dot{\omega}_r=\frac{1}{J_t}\left(T_r-k_{opt}\omega_r^2\right) \tag{14}$$

将式 (3) 代入, 得到:

$$\dot{e}=\frac{1}{J_t}\left(\frac{1}{2}\rho\pi R^3v^2C_Q\left(\lambda\right)-k_{opt}\omega_r^2\right)=\frac{1}{2J_t}\rho\pi R^5\omega_r^2\left(\frac{C_p\left(\lambda\right)}{\lambda^3}-\frac{C_P\left(\lambda_{opt}\right)}{\lambda_{opt}^3}\right) \tag{15}$$

定义 $f\left(\lambda\right)=C_P\left(\lambda\right)/\lambda^3$, 选取 Lyapunov 函数 $V_1=\frac{1}{2}e^2$, 则

$$\dot{V}_1=e\dot{e}=\frac{\rho\pi R^4\omega_r^2v}{2J_t}\left(\lambda-\lambda_{opt}\right)\left(f\left(\lambda\right)-f\left(\lambda_{opt}\right)\right) \tag{16}$$

图 3 所示的是 $f\left(\lambda\right)$ 与 λ 的关系曲线, 当 $\lambda>\lambda_u$ 时, $\left(\lambda-\lambda_{opt}\right)\left(f\left(\lambda\right)-f\left(\lambda_{opt}\right)\right)<0$, 此时 $\dot{V}_1<0$, 系统是渐近稳定的. 而当 $\lambda\leq\lambda_u$ 时, 最优转矩法则会失效[29]. 由于 λ_u 较小, 因此本文暂不考虑 $\lambda\leq\lambda_u$ 的情况, 但该现象本身也说明风力机需要具备较快的调节速度以避免转速与最优值偏差过大造成控制器失效.

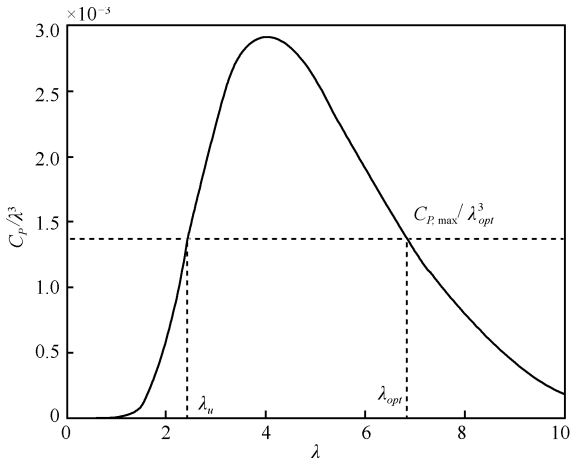


图 3 $C_P/\lambda^3-\lambda$ 曲线

Fig. 3 $C_P/\lambda^3-\lambda$ curve

最优转矩法实际上是根据系统的稳态平衡点构建了转速与电磁转矩的一种关系, 并且在这种关系下系统是局部渐近稳定的. 然而由式 (15) 可以看出, 使用最优转矩法对风力机进行控制, 其转速误差减小的速度完全取决于风力机运行的环境参数 (例如风速、空气密度) 和结构参数 (例如风轮半径、转动惯量以及 $C_P-\lambda$ 曲线), 不存在任何可以影响其动态过程的可调参数. 例如较低的风速以及较大的转动惯量都会造成风轮转速跟踪的响应速度下降. 此外, 基于工程视角的控制器参数 (k_{opt}) 调整方法[11−13] 缺少理论依据, 并且会导致系统的稳态平衡点偏离最佳转速.

3 控制器设计

针对上述问题, 本文使用滑模变结构控制的思想对最优转矩法进行改进, 以提高系统转速跟踪的响应速度. 这里基于双质量块模型设计控制器, 以便充分考虑风力机的各部分动态.

3.1 滑模面的选取

最优转矩法一个较为显著的优势是不需要获得实时的风速. 若是如大多数滑模控制那样定义 $s=\dot{e}+a_0e$ 做为切换函数[21], 则在趋近率的设计过程中势必需要对风速进行测量或估计以便得到 ω_{opt}. 因此, 本文选取如下的切换函数:

$$s=\omega_g-n_g\omega_{opt} \tag{17}$$

将式 (17) 作为切换函数的好处是可以通过一定的方法 (见第 3.4 节) 直接对 $\mathrm{sgn}\left(s\right)$ 进行估计, 而无需通过复杂的计算来获得 ω_{opt}.

系统在切换面 $s=0$ 上的滑动模态必须是渐近稳定的, 下面使用 Lyapunov 方法对其稳定性进行证明. 当 $s=0$ 时, $\omega_g=n_g\omega_{opt}$, 此时

$$\dot{e}=\dot{\omega}_r=\frac{1}{J_r}\left(T_r-C_r\omega_r-T_{ls}\right) \tag{18}$$

$$\ddot{e}=\frac{1}{J_r}\left(\dot{T}_r-C_r\dot{\omega}_r-\dot{T}_{ls}\right)=\frac{1}{J_r}\left(\frac{\partial T_r}{\partial\omega_r}-C_r-C_{ls}\right)\dot{e}-\frac{K_{ls}}{J_r}e \tag{19}$$

取 Lyapunov 函数 $V_2=\frac{J_r}{2}\dot{e}^2+\frac{K_{ls}}{2}e^2$, 则

$$\dot{V}_2=J_r\dot{e}\ddot{e}+K_{ls}e\dot{e}=J_r\dot{e}\left(\frac{1}{J_r}\left(\frac{\partial T_r}{\partial\omega_r}-C_r-C_{ls}\right)\dot{e}-\frac{K_{ls}}{J_r}e\right)+K_{ls}e\dot{e}=\left(\frac{\partial T_r}{\partial\omega_r}-C_r-C_{ls}\right)\dot{e}^2 \tag{20}$$

这里考虑

$$\frac{\partial T_r}{\partial\omega_r}=\frac{\partial T_r}{\partial\lambda}\frac{\partial\lambda}{\partial\omega_r}=\frac{1}{2}\rho\pi R^4v\frac{\partial C_Q\left(\lambda\right)}{\partial\lambda} \tag{21}$$

由于风力机传动链可以近似认为是刚性的[19−20], 所以

$$\omega_r \approx \frac{\omega_g}{n_g} = \omega_{opt} \tag{22}$$

即在切换面上 λ 始终保持在 λ_{opt} 的一个邻域内, 此时 $\frac{\partial C_Q(\lambda)}{\partial \lambda} < 0$, 进而 $\frac{\partial T_r}{\partial \omega} - C_r - C_{ls} < 0$, 因此 $\dot{V}_2 \leq 0$ 当且仅当 $e = 0$ 时, $V_2 = 0$.

以上通过 Lyapunov 方法证明了系统在切换面上的滑动模态是渐近稳定的, 且其稳定性与具体参数的实际值大小无关. 因此, 当系统状态到达滑模面之后, 将会进行滑模运动, 并且渐近稳定到平衡点. 该滑模面的选取, 从机理上理解为可以通过控制发电机转速使其达到最佳转速, 以此间接达到使风轮转速渐近趋于最佳转速的目的.

3.2　趋近律的设计

下面需要设计滑模控制器以使系统满足滑模的可达性, 即在有限时间内到达滑模面.

将式 (10) 代入到式 (7), 得到如下的动态方程

$$C_g\omega_g + J_g\dot{\omega}_g = T_{hs} - T_{g.ref} - \xi_1 \tag{23}$$

同时取

$$\xi_2 = \max\left(\frac{T_r - k_{opt}\omega_r^2}{n_g} \cdot \mathrm{sgn}\,(s)\right) \tag{24}$$

$$\xi_3 = \frac{k_{opt}}{n_g}\left(\omega_r^2 - \frac{\omega_g^2}{n_g^2}\right) - \frac{C_r}{n_g}\left(\omega_r - \frac{\omega_g}{n_g}\right) - \frac{J_r}{n_g}\left(\dot{\omega}_r - \frac{\dot{\omega}_g}{n_g}\right) \tag{25}$$

$$\xi_4 = \frac{J_t\dot{\omega}_{opt}}{n_g} \tag{26}$$

设计滑模控制器

$$T_{g.ref} = \frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^3} - \frac{C_t\omega_g}{n_g^2} + p\mathrm{sgn}\,(s) \tag{27}$$

满足 $p > |\xi_1| + |\xi_2| + |\xi_3| + |\xi_4|$, 将式 (27) 代入到式 (23) 中, 可推出

$$\begin{aligned}
&\dot{s} = \dot{\omega}_g - n_g\dot{\omega}_{opt} = \\
&\frac{1}{J_t}\left(n_g^2 J_g\dot{\omega}_g + J_r\dot{\omega}_g\right) - n_g\dot{\omega}_{opt} = \\
&\frac{1}{J_t}\left(n_g^2\left(T_{hs} - T_{g.ref} - \xi_1 - C_g\omega_g\right) + J_r\dot{\omega}_g\right) - \\
&n_g\dot{\omega}_{opt} = \\
&\frac{1}{J_t}\left(n_g^2 T_{hs} - \frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g} + C_t\omega_g - n_g^2 p\mathrm{sgn}\,(s) - \right. \\
&\left. n_g^2\xi_1 - n_g^2 C_g\omega_g + J_r\dot{\omega}_g\right) - n_g\dot{\omega}_{opt} = \\
&\frac{1}{J_t}\left(-n_g^2 p\mathrm{sgn}\,(s) - n_g^2\xi_1 + n_g\left(T_r - k_{opt}\omega_r^2\right) + \right. \\
&n_g k_{opt}\left(\omega_r^2 - \frac{\omega_g^2}{n_g^2}\right) - n_g C_r\left(\omega_r - \frac{\omega_g}{n_g}\right) - \\
&\left. n_g J_r\left(\dot{\omega}_r - \frac{\dot{\omega}_g}{n_g}\right) - J_t n_g\dot{\omega}_{opt}\right) = \\
&\frac{n_g^2}{J_t}\left(-p\mathrm{sgn}\,(s) - \xi_1 + \frac{T_r - k_{opt}\omega_r^2}{n_g} + \xi_3 - \xi_4\right)
\end{aligned} \tag{28}$$

因为 $p > |\xi_1| + |\xi_2| + |\xi_3| + |\xi_4|$, 所以

$$\dot{s}s \leq \frac{n_g^2}{J_t}\left(-p + |\xi_1| + |\xi_2| + |\xi_3| + |\xi_4|\right)|s| < 0 \tag{29}$$

满足滑模的可达性条件.

注 1. 对于参数 p 大小的确定, 包含 4 个影响因素. 其中 ξ_1 反映了发电机电磁转矩控制中的干扰、不确定性以及未建模动态, 需要根据实际发电机的情况来确定; ξ_2 和 ξ_3 反映了传动链发生弹性形变的动态过程, 由于风力机传动链可以近似认为是刚性的, 所以影响很小; ξ_4 对参数 p 大小的确定影响较大, 其反映了风速变化对风力机控制的影响. 事实上风力机是无法对风速信号中的高频部分进行跟踪的, 因此只能跟踪风速的慢变部分, 而参数 p 的选取则取决于我们希望风力机所能够跟踪的 ω_{opt} 其变化率的最大值. 需要注意的是, 较大的 p 可以提高风力机的转速跟踪效果但同时也会造成更大的结构载荷, 因此其大小需要根据实际风力机运行中的风况以及对发电效率的需求来决定.

对于 $\mathrm{sgn}\,(s)$ 的取值问题, 由于 ω_{opt} 未知, 因此不能直接由 $s = \omega_g - n_g\omega_{opt}$ 计算得到. 这里依照式 (8) 所示的单质量块模型设计观测器比较气动转矩 $\hat{T}_r$ 与当前转速下的最优气动转矩 $k_{opt}\omega_g^2/n_g^2$ 的大小来估计 $\mathrm{sgn}\,(s)$, 根据式 (8), 气动转矩可表示为

$$\hat{T}_r = n_g T_g + \frac{C_t\omega_g}{n_g} + \frac{J_t\dot{\omega}_g}{n_g} \tag{30}$$

因为

$$\begin{aligned}
T_r - \frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^2} &= \frac{1}{2}\rho\pi R^3 v^2 C_Q\,(\lambda) - k_{opt}\omega_t^2 = \\
&\frac{1}{2}\rho\pi R^5\frac{C_P\,(\lambda)}{\lambda^3}\omega_t^2 - \frac{1}{2}\rho\pi R^5\frac{C_P\,(\lambda_{opt})}{\lambda_{opt}^3}\omega_t^2 = \\
&\frac{1}{2}\rho\pi R^5\omega_t^2\left(\frac{C_P\,(\lambda)}{\lambda^3} - \frac{C_P\,(\lambda_{opt})}{\lambda_{opt}^3}\right)
\end{aligned} \tag{31}$$

而由第 2 节的论述可知, 在一般情况下

$$\mathrm{sgn}\left(\lambda-\lambda_{opt}\right)=-\mathrm{sgn}\left(\frac{C_P\left(\lambda\right)}{\lambda^3}-\frac{C_P\left(\lambda_{opt}\right)}{\lambda_{opt}^3}\right) \tag{32}$$

因此可得到下式所示的近似估计方法

$$\mathrm{sgn}\left(s\right)\approx-\mathrm{sgn}\left(\hat{T}_r-\frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^2}\right) \tag{33}$$

注 2. 该估计方法实际上是参照单质量块模型, 假定 $\omega_r\approx\omega_g/n_g$. 但在滑模面以外 $|\omega_r-\omega_g/n_g|\ll|\omega_r-\omega_{opt}|$, 因此该方法能够较为准确地估计 $\mathrm{sgn}\left(s\right)$. 对于接近滑模面时该估计方法可能出现错误的问题, 后文会通过一个简单的模糊控制策略来削弱切换控制在滑模面附近时的影响.

最后得到的滑模控制器为

$$T_{g.ref}=\frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^3}-\frac{C_t\omega_g}{n_g^2}-p\mathrm{sgn}\left(n_gT_g+\frac{C_t\omega_g}{n_g}+\frac{J_t\dot{\omega}_g}{n_g}-\frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^2}\right) \tag{34}$$

3.3 静态转速误差变化率比较

为将本文提出的改进方法与传统最优转矩法进行对比, 将式 (34) 所表示的控制策略同样代入式 (8) 所示的单质量块模型, 可以得到如下的闭环系统

$$J_t\dot{\omega}_r=T_r-k_{opt}\omega_r^2-p\mathrm{sgn}\left(\omega_r-\omega_{opt}\right) \tag{35}$$

对于式 (13) 定义的转速误差, 仍定义 $f\left(\lambda\right)=C_P\left(\lambda\right)/\lambda^3$, 可以计算出在不考虑目标转速 ω_{opt} 变化的情况下改进最优转矩法所控制的风力机的静态 (假定 $\dot{\omega}_{opt}=0$) 转速误差变化率

$$\dot{e}_{\text{SMC-OT}}=\dot{\omega}_r=\frac{1}{J_t}\left(T_r-k_{opt}\omega_r^2-p\mathrm{sgn}\left(e\right)\right)=\frac{\rho\pi R^5\omega_r^2}{2J_t}\left(f\left(\lambda\right)-f\left(\lambda_{opt}\right)\right)-\frac{p}{J_t}\mathrm{sgn}\left(e\right) \tag{36}$$

并且由式 (15) 可以得到在传统最优转矩法控制下的静态转速误差变化率

$$\dot{e}_{\text{OT}}=\frac{\rho\pi R^5\omega_r^2}{2J_t}\left(f\left(\lambda\right)-f\left(\lambda_{opt}\right)\right) \tag{37}$$

由第 2.3 节内容可知, 在风力机正常运行的情况下 (即 $\lambda>\lambda_u$), 有 $\mathrm{sgn}\left(f\left(\lambda\right)-f\left(\lambda_{opt}\right)\right)=-\mathrm{sgn}\left(\lambda-\lambda_{opt}\right)=-\mathrm{sgn}\left(e\right)$, 因此静态转速误差 e 趋向于 0 并且

$$|\dot{e}_{\text{SMC-OT}}|=|\dot{e}_{\text{OT}}|+\frac{p}{J_t} \tag{38}$$

这说明相较于传统最优转矩法, 采用改进的最优转矩法可以使风力机更快达到目标转速.

事实上, 由于在控制器设计的过程中考虑了目标转速的动态特性, 并且系统状态会在有限时间内到达滑模面, 因此改进方法从结果上看就是在最优转矩法的基础上增大了风力机转速调节过程中的不平衡转矩, 从而提高其转速调节的响应速度, 可以看作是一种加速最优转矩法.

3.4 抖振的抑制

将式 (34) 所表示的控制器应用到系统中会产生抖振现象. 该现象一方面是由于设计出的控制器存在 $p\mathrm{sgn}\left(s\right)$ 不连续控制, 这也是滑模控制普遍存在的一个问题; 另一方面抖振的产生也是因为使用如式 (33) 所表示的近似估计方法在系统的稳态工作点附近会失效 (特别是存在未知扰动的情况下).

文献 [23] 设计了一种模糊控制器用以抑制抖振. 该方法的思想是通过模糊规则的设计来降低切换控制的影响, 最终达到削弱抖振的目的[23]. 基于上述思想, 本文同样采用简单的模糊控制策略对抖振加以抑制.

将设计得到的滑模控制器划分为等效控制和切换控制两部分, 即

$$u=u_{eq}+u_{sw} \tag{39}$$

这里

$$u_{eq}=\frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^3}-\frac{C_t\omega_g}{n_g^2}$$

$$u_{sw}=-p\mathrm{sgn}\left(n_gT_g+\frac{C_t\omega_g}{n_g}+\frac{J_t\dot{\omega}_g}{n_g}-\frac{k_{opt}\omega_g^2}{n_g^2}\right)$$

为在切换面附近降低切换控制的影响, 设计如下的模糊控制规则:

规则 1. If s is ZE, then u is u_{eq}.

规则 2. If s is NZ, then u is $u_{eq}+u_{sw}$.

其中, ZE 表示 “零”, NZ 表示 “非零”, 即在切换函数为零时仅使用等效控制, 而在其非零时同时采用等效控制和切换控制. 该模糊控制器采用工程中较为常用的三角隶属函数, 控制器结构如图 4 所示.

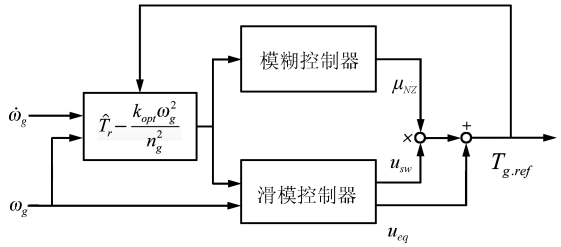


图 4 控制器结构

Fig. 4 Structure of the controller

4　仿真验证

4.1　仿真环境

基于 Matlab/Simulink 搭建仿真模型进行控制器的仿真验证, 其中风力机气动结构部分采用美国国家能源部可再生能源实验室 (National Renewable Energy Laboratory, NREL) 开发的 FAST[26] 软件建立, 该软件目前被很多学者用于风力机控制的仿真验证[2, 8−9, 19−20, 25]. 风力机模型选用由 NREL 建造的 CART (Controls advanced research turbine) 3 叶片风力机[27] 的实际参数. 该风力机的主要参数如表 1 所示.

表 1　CART3 风力机主要参数

Table 1　CART3 wind turbine parameters

变量	值
叶片个数	3
风轮半径	20 m
轮毂高度	36.6 m
齿轮箱变速比	43.165
额定功率	600 kW
最佳叶尖速比	5.8
最大风能利用系数	0.467

为使仿真结果更加具有说服力, 仿真采用的模拟风速序列使用 TurbSim[30] 构造, 基于 Kaimal 功率谱生成 600 s 湍流风速序列, 平均风速为 7 m/s, 并且符合 IEC-61400-1 标准 A 类湍流级别. 模拟风速序列如图 5 所示.

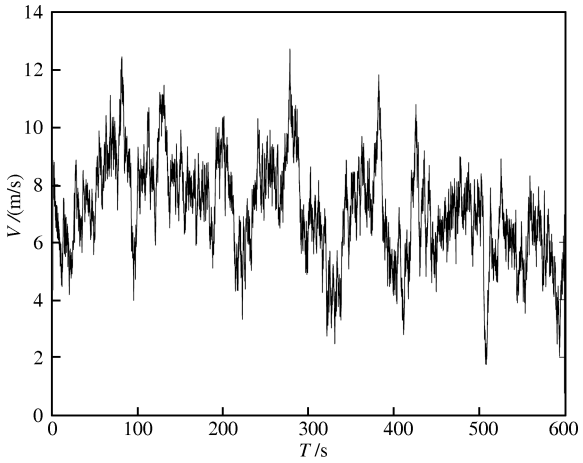


图 5　模拟风速序列

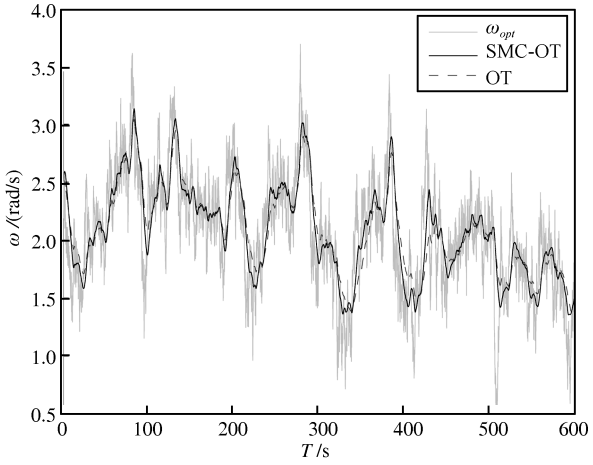
Fig. 5　The simulated wind speed profile

为使电磁转矩变化较为平滑, 在实际的运行过程中对参考转矩信号进行低通滤波处理[8−9]. 同时, 由于实际系统中转速的加速度无法直接测量, 因此在仿真中通过对转速进行差分以求取转速加速度.

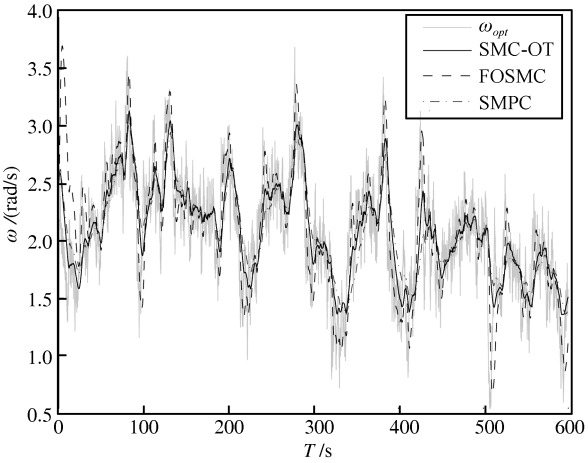
注 3. 对于本文提出的方法, 转速加速度仅用来判断估计气动转矩 $\hat{T}_r$ 和最优转矩 T_{opt} 之间的大小关系. 在二者大小相近的情况下基于该大小关系的切换控制作用又会因模糊控制策略而削弱, 因此本文提出的方法对加速度误差较为不敏感.

4.2　仿真结果分析

将本文提出的控制策略 (SMC-OT) 应用于仿真模型, 并将转速跟踪效果与传统最优转矩法[9] (OT) 进行对比, 同时选取基于叶尖速比法的一阶滑模控制器[8] (First-order sliding mode controller, FOSMC) 和旨在提高系统鲁棒性并抑制电磁功率波动的滑模功率控制[19] (Sliding mode power control, SMPC) 作为比较对象, 来验证本文提出的控制策略的转速跟踪效果. 不同控制方法的转速跟踪效果如图 6 所示.



(a)



(b)

图 6　风轮转速对比

Fig. 6　Comparison of rotor speed

为了更加直观地作出比较, 将 100 s ∼ 200 s 范围内的转速跟踪效果进行放大 (见图 7), 从中可以看

出本文提出的控制策略相较于传统的最优转矩法具有更好的转速跟踪效果, 并且相较于滑模功率控制也有比较大的优势. 然而, 基于叶尖速比法的一阶滑模控制器与本文提出的方法相比, 展现了更加出色的转速跟踪响应速度 (但偶尔也会表现得过于敏感).

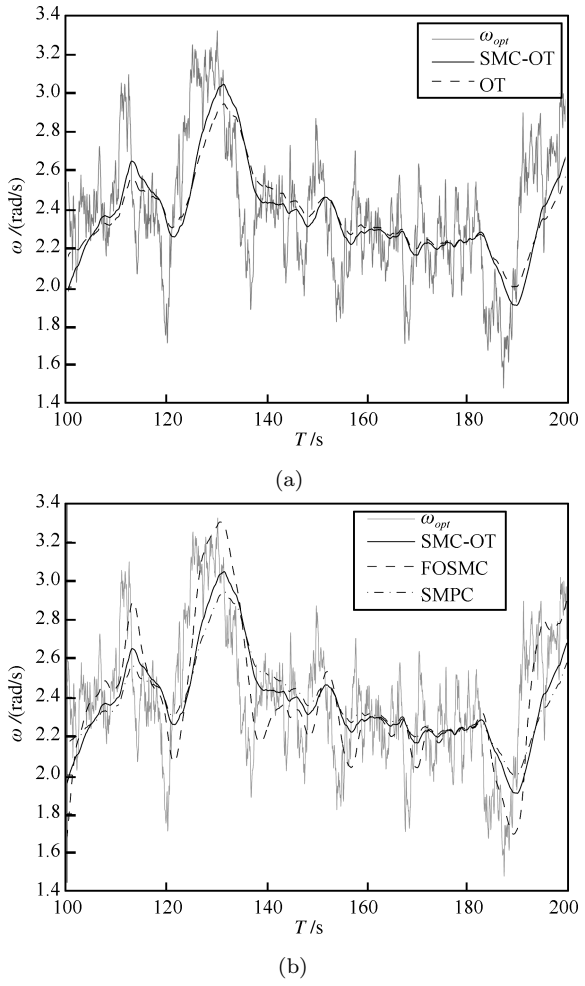


图 7 100 s ∼ 200 s 风轮转速

Fig. 7 Rotor speed during 100 s to 200 s

图 8 描述了几种方法在转速跟踪过程中的转速误差分布情况, 该图反映出使用改进的方法和基于叶尖速比法的滑模控制器可以使转速跟踪误差在 0 附近更为集中.

采用发电效率作为评价指标, 其具体定义[8−9] 如下:

$$\eta_P\,(\%) = \frac{\int_0^T P_e\,(t)\,\mathrm{d}t}{\int_0^T P_{opt}\,(t)\,\mathrm{d}t} \tag{40}$$

其中

$$P_e\,(t) = T_g\,(t)\,\omega_g\,(t)$$

$$P_{opt}\,(t) = \frac{1}{2}\rho\pi R^2 v(t)^3 C_{P.\max}$$

P_e 为风力机发电机侧的实际输出功率, P_{opt} 为风力机从风中所能捕获的最大功率 (由于本文的研究对象为风力机的机械动态, 同时也为了便于比较, 仿真中并未考虑传动链损失和发电机损失).

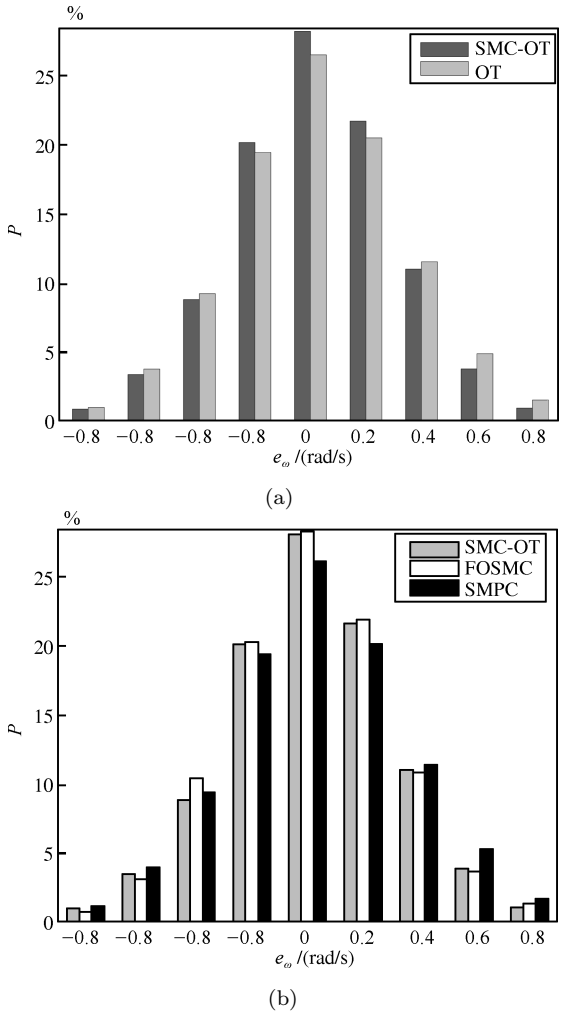


图 8 转速误差分布

Fig. 8 Distribution of rotor speed error

构造三组不同的模拟风速序列 (同为 7 m/s 平均风速和 A 类湍流级别), 分别应用 4 种方法对风力机进行控制, 仿真时间均为 600 s, 计算每条风速下 4 种方法所得到的发电效率 (结果见表 2).

从表 2 可以看出, 本文提出的方法可以有效提高风力机的发电效率. 事实上, 计算结果和转速跟踪对比图 (图 6 ∼ 图 8) 都反映出本文提出的方法相较于传统最优转矩法可以获得更高的平均风能利用系数. 这表明该方法有助于提高风力机的转速跟踪能力, 借此来提高整体发电效率.

相较而言, 滑模功率控制器 (SMPC) 在转速跟踪效果这一问题上并不具备优势, 而其优势主要体现在其他方面 (如输出功率较为平滑). 但从对比结

果中可以看出, 基于叶尖速比法的一阶滑模控制器使风力机也获得了较好的转速跟踪效果和发电效率.

然而, 基于叶尖速比法的控制 (直接转速控制) 虽然可以通过对转速误差的直接调节来获得更好的转速跟踪效果, 但其对实时风速的需求也会使控制器的实现更为复杂, 并且依赖于较为准确的 $C_P-\lambda$ 曲线. 通过工具软件计算得到的 $C_P-\lambda$ 曲线会与实际情况存在一定的差异[12−13], 且覆冰、叶片腐蚀以及积垢都有可能造成该曲线发生变化[12], 进而对风速估计造成影响. 本文提出的改进方法在保持了传统最优转矩法不需要风速测量或估计的优势的同时得到相近的改进效果, 具有一定的实用性.

表 2　控制器性能对比

Table 2　Comparison of controller performance

风速序列	控制方法	发电效率 (%)
1	OT	96.39
	SMC-OT	97.11
	FOSMC	97.20
	SMPC	96.24
2	OT	94.88
	SMC-OT	95.76
	FOSMC	95.82
	SMPC	92.63
3	OT	94.78
	SMC-OT	96.06
	FOSMC	96.16
	SMPC	94.54

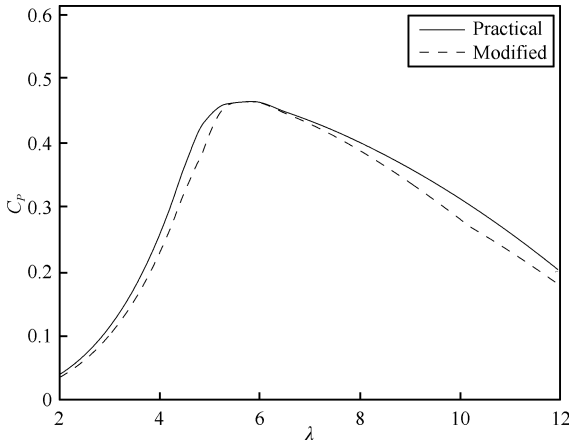
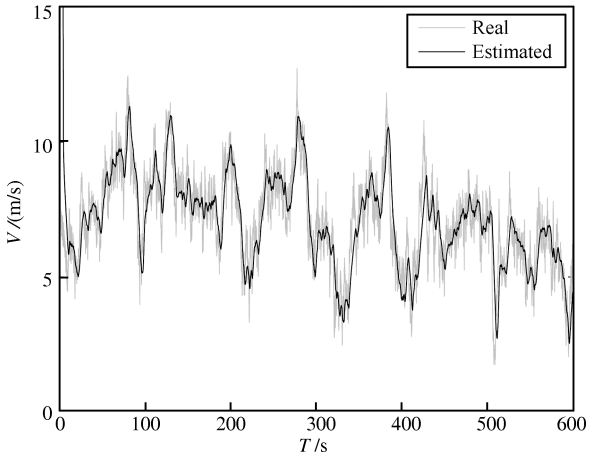


图 9　测试用 $C_P-\lambda$ 曲线

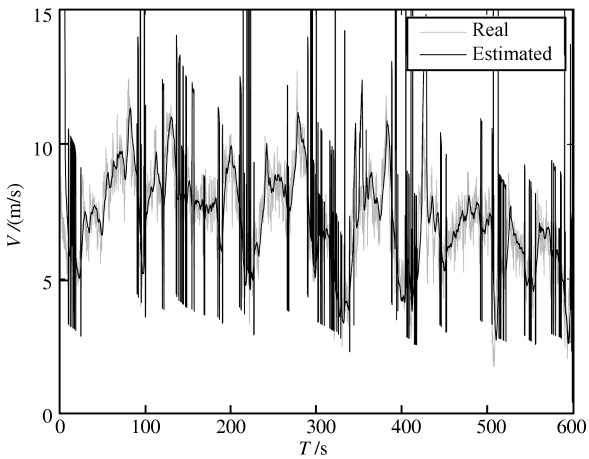
Fig. 9　$C_P-\lambda$ curve for test

注 4. 这里使用一个简单的算例说明 $C_P-\lambda$ 曲线准确与否对基于叶尖速比法设计的控制器所造成的影响. 图 9 展示了两条 $C_P-\lambda$ 曲线, 其中一条是与 CART3 风力机气动特性相符的曲线, 另一条为在其基础上稍加改动的曲线. 之后, 使用目前最为常用的 Newton-Raphson 法[2, 8−10] 对风力机运行过程中的风速进行估计, 估计结果如图 10 所示. 从图中可以看出, 基于风速估计的叶尖速比法非常依赖于准确的 $C_P-\lambda$ 曲线; 否则, 可能出现无法正确估计风速的情况, 进而影响风力机的发电效率.



(a) 使用准确的 $C_P-\lambda$ 曲线

(a) Estimation using accurate $C_P-\lambda$ curve



(b) 使用修改后的 $C_P-\lambda$ 曲线

(b) Estimation using modified $C_P-\lambda$ curve

图 10　风速估计结果

Fig. 10　Wind speed estimation results

5　结论

本文在最优转矩法的基础上设计出一种变结构控制器, 实现了变速风力机的最大功率点跟踪控制. 由于在控制器的设计过程中考虑了传统最优转矩法所忽视的参考转速的动态特性, 因此设计出的控制器在继承了传统最优转矩法不需要测量或估计风速这一优势的同时, 提高了风力机转速跟踪的响应速度. 仿真结果表明本文提出的控制策略可以有效提高风力机的发电效率.

区别于其他基于工程视角的最优转矩法改进, 本文通过对原控制器结构的改变来提高风力机的性

能, 避免了参数设定对统计风况信息的依赖, 为最优转矩法的改进提供了一种可行的思路. 但是, 本文提出的方法需要额外计算发电机转速的加速度, 其测量或计算误差是否会对系统造成比较大的影响有待进一步研究.

References

1 Huang C, Li F X, Jin Z Q. Maximum power point tracking strategy for large-scale wind generation systems considering wind turbine dynamics. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2015, **62**(4): 2530−2539

2 Boukhezzar B, Siguerdidjane H. Comparison between linear and nonlinear control strategies for variable speed wind turbines. *Control Engineering Practice*, 2010, **18**(12): 1357−1368

3 Nasiri M, Milimonfared J, Fathi S H. Modeling, analysis and comparison of TSR and OTC methods for MPPT and power smoothing in permanent magnet synchronous generator-based wind turbines. *Energy Conversion and Management*, 2014, **86**: 892−900

4 Xie S R, Li M, Li H Y, Luo J, Zhao C Y. Maximum power point tracking control strategy for variable speed wind turbine generation system. In: Proceedings of the 2014 International Conference on Information Science, Electronics and Electrical Engineering (ISEEE). Sapporo, Hokkaido, Japan: IEEE, 2014, **2**: 1317−1324

5 Liu J Z, Meng H M, Hu Y, Lin Z W, Wang W. A novel MPPT method for enhancing energy conversion efficiency taking power smoothing into account. *Energy Conversion and Management*, 2015, **101**: 738−748

6 Zhang Xiao-Lian, Yin Ming-Hui, Zhou Lian-Jun, Zou Yun, Chen Zhi-Qiang. Analysis on factors affecting performance of MPPT control. *Automation of Electric Power Systems*, 2013, **37**(22): 15−21
(张小莲, 殷明慧, 周连俊, 邹云, 陈志强. 风电机组最大功率点跟踪控制的影响因素分析. 电力系统自动化, 2013, **37**(22): 15−21)

7 Jena D, Rajendran S. A review of estimation of effective wind speed based control of wind turbines. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2015, **43**: 1046−1062

8 Mérida J, Aguilar L T, Dávila J. Analysis and synthesis of sliding mode control for large scale variable speed wind turbine for power optimization. *Renewable Energy*, 2014, **71**: 715−728

9 Boukhezzar B, Siguerdidjane H. Nonlinear control of a variable-speed wind turbine using a two-mass model. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2011, **26**(1): 149−162

10 Zhao H R, Wu Q W, Rasmussen C N, Blanke M. L_1 adaptive speed control of a small wind energy conversion system for maximum power point tracking. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2014, **29**(3): 576−584

11 Johnson K E, Fingersh L J, Balas M J, Pao L Y. Methods for increasing region 2 power capture on a variable-speed wind turbine. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2004, **126**(4): 1092−1100

12 Johnson K E, Pao L Y, Balas M J, Fingersh L J. Control of variable-speed wind turbines: standard and adaptive techniques for maximizing energy capture. *IEEE Control Systems*, 2006, **26**(3): 70−81

13 Johnson K E. Adaptive Torque Control of Variable Speed Wind Turbines, Technical Report NREL/TP-500-36265, National Renewable Energy Laboratory, USA, 2004

14 Yin Ming-Hui, Zhang Xiao-Lian, Ye Xing, Zou Yun. Improved MPPT control based on the reduction of tracking range. *Proceedings of the CSEE*, 2012, **32**(27): 24−31
(殷明慧, 张小莲, 叶星, 邹云. 一种基于收缩跟踪区间的改进最大功率点跟踪控制. 中国电机工程学报, 2012, **32**(27): 24−31)

15 Yin Ming-Hui, Zhang Xiao-Lian, Zou Yun, Zhou Lian-Jun. Improved MPPT control of wind turbines based on optimization of tracking range. *Power System Technology*, 2014, **38**(8): 2180−2185
(殷明慧, 张小莲, 邹云, 周连俊. 跟踪区间优化的风力机最大功率点跟踪控制. 电网技术, 2014, **38**(8): 2180−2185)

16 Wu Ze-Wei, Wu Xiao-Feng. Recovery control for autonomous underwater vehicle based on finite-time synchronization of systems. *Acta Automatica Sinica*, 2013, **39**(12): 2164−2169
(吴泽伟, 吴晓锋. 基于有限时间系统同步的自治水下航行器回收控制. 自动化学报, 2013, **39**(12): 2164−2169)

17 Lu Tao, Yu Hai-Sheng, Shan Bing-Qiang, Chi Jie-Ru. Adaptive sliding mode maximum torque per ampere control of permanent magnet synchronous motor servo system. *Control Theory & Applications*, 2015, **32**(2): 251−255
(卢涛, 于海生, 山炳强, 迟洁茹. 永磁同步电机伺服系统的自适应滑模最大转矩/电流控制. 控制理论与应用, 2015, **32**(2): 251−255)

18 Wang Wei, Yi Jian-Qiang, Zhao Dong-Bin, Liu Dian-Tong. Hierarchical sliding-mode control method for overhead cranes. *Acta Automatica Sinica*, 2004, **30**(5): 784−788
(王伟, 易建强, 赵冬斌, 刘殿通. 桥式吊车系统的分级滑模控制方法. 自动化学报, 2004, **30**(5): 784−788)

19 Beltran B, Ahmed-Ali T, Benbouzid M E H. Sliding mode power control of variable-speed wind energy conversion systems. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2008, **23**(2): 551−558

20 Beltran B, Ahmed-Ali T, Benbouzid M. High-order sliding-mode control of variable-speed wind turbines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, **56**(9): 3314−3321

21 Yang Y, Mok K T, Tan S C, Hui S Y R. Nonlinear dynamic power tracking of low-power wind energy conversion system. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2015, **30**(9): 5223−5236

22 Evangelista C, Puleston P, Valenciaga F, Fridman L M. Lyapunov-designed super-twisting sliding mode control for wind energy conversion optimization. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2013, **60**(2): 538−545

23 Zhao Liang, Han Hua-Ling, Chen Ning, Zhu Ling-Zhi. Maximum wind energy tracking based on fuzzy sliding mode control for wind power generation system. *Electric Power Automation Equipment*, 2012, **32**(12): 74−79
(赵亮, 韩华玲, 陈宁, 朱凌志. 基于模糊滑模控制的风电机组最大风能追踪策略. 电力自动化设备, 2012, **32**(12): 74−79)

24 Chiu C S, Chiang T S, Chou M L, Hung W J, Lin J H. Maximum power point tracking of wind power systems via fast terminal sliding mode control. In: Proceedings of the 11th IEEE International Conference on Control & Automation (ICCA). Taichung, China: IEEE, 2014. 809−814

25 Beltran B, Benbouzid M E H, Ahmed-Ali T. Second-order sliding mode control of a doubly fed induction generator driven wind turbine. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2012, **27**(2): 261−269

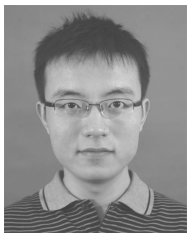
26 Jonkman J M, Buhl Jr M L. FAST User′s Guide, Technical Report NREL/EL-500-38230, National Renewable Energy Laboratory, USA, 2005

27 Darrow P J. Wind Turbine Control Design to Reduce Capital Costs, Technical Report NREL/SR-500-46442, National Renewable Energy Laboratory, USA, 2009

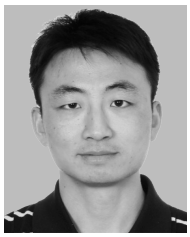
28 Geng Hua, Yang Geng. Output power level control of variable-speed variable-pitch wind generators. *Proceedings of the CSEE*, 2008, **28**(25): 130−137
(耿华, 杨耕. 变速变桨距风电系统的功率水平控制. 中国电机工程学报, 2008, **28**(25): 130−137)

29 Yin Ming-Hui, Kuai Di-Zheng, Li Qun, Zhang Xiao-Lian, Zou Yun. A phenomenon of maximum power point tracking invalidity of wind turbines. *Proceedings of the CSEE*, 2011, **31**(18): 40−47
(殷明慧, 蒯狄正, 李群, 张小莲, 邹云. 风机最大功率点跟踪的失效现象. 中国电机工程学报, 2011, **31**(18): 40−47)

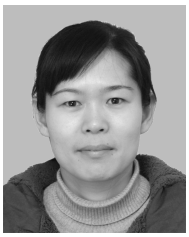
30 Jonkman B J. TurbSim User′s Guide: Version 1.50, Technical Report NREL/TP-500-46198, National Renewable Energy Laboratory, USA, 2009



陈载宇 南京理工大学自动化学院博士研究生. 2012 年获得南京理工大学理学院学士学位. 主要研究方向为风力机的 MPPT 控制.
E-mail: ChenZaiyu1989@gmail.com
(**CHEN Zai-Yu** Ph. D. candidate at the School of Automation, Nanjing University of Science and Technology. He received his bachelor degree from Nanjing University of Science and Technology in 2012. His main research interest is the control of wind turbines.)



殷明慧 南京理工大学自动化学院副教授, 高级工程师. 2009 年获得南京理工大学工学博士学位. 主要研究方向为电力系统稳定性, 风力发电, 风力机设计. 本文通信作者.
E-mail: ymhui@vip.163.com
(**YIN Ming-Hui** Associate professor at the School of Automation, Nanjing University of Science and Technology. He received his Ph. D degree in automatic control engineering from Nanjing University of Science and Technology in 2009. His research interest covers wind power conversion system and transient stability of power systems. Corresponding author of this paper.)



蔡晨晓 南京理工大学自动化学院教授. 2005 年获得南京理工大学工学博士学位. 主要研究方向为奇异摄动系统, 广义系统, 鲁棒控制, UAV 飞行控制, 风力发电系统控制.
E-mail: ccx5281@vip.163.com
(**CAI Chen-Xiao** Professor at the School of Automation, Nanjing University of Science and Technology. She received her Ph. D. degree from the Department of Automation, Nanjing University of Science and Technology in 2005. Her research interest covers singularly perturbed systems, singular systems, robust control, unmanned aerial vehicle, control of wind turbines.)

张保勇 南京理工大学自动化学院教授. 2011 年获得南京理工大学控制理论与控制工程专业博士学位. 主要研究方向为鲁棒控制理论与应用.
E-mail: baoyongzhang@gmail.com
(**ZHANG Bao-Yong** Professor at the School of Automation, Nanjing University of Science and Technology. He received his Ph. D. degree from Nanjing University of Science and Technology in 2011. His research interest covers robust control theory and its applications.)

邹 云 南京理工大学自动化学院教授. 1990 年获得南京理工大学工学博士学位. 主要研究方向为复杂系统, 应急控制, 电力市场, 风电系统的数值仿真与控制. E-mail: zouyun@vip.163.com
(**ZOU Yun** Professor at the School of Automation, Nanjing University of Science and Technology. He received his Ph. D degree in control theory and control engineering from Nanjing University of Science and Technology in 1990. His research interest covers differential-algebraic equation systems, two-dimensional systems, singular perturbations, transient stability of power systems, and power market.)