

# 减小风力机 1P 气动载荷和 3P 气动转矩脉动的 独立变桨距控制策略研究

唐俏俏<sup>1</sup>, 刘皓明<sup>1</sup>, 任秋业<sup>1</sup>, 张占奎<sup>2</sup>, 迟永宁<sup>2</sup>

(1. 河海大学能源与电气学院, 南京 211100; 2. 中国电力科学研究院有限公司新能源与储能运行控制国家重点实验室, 北京 100192)

**摘 要:** 为研究风切变和塔影效应对三叶片风力机气动载荷、气动转矩以及输出功率的影响, 根据风切变和塔影效应的风速模型, 引入等效风速模型, 推导分析风力机 1P (P 为风轮旋转频率) 气动载荷和 3P 气动转矩脉动的形成机理, 并基于 GH Bladed 仿真平台验证这 2 种脉动的存在性。为减小这 2 种脉动对风力机产生的影响, 基于变桨控制, 设计带通滤波器过滤出风力机输出功率的 3P 脉动分量, 并结合方位角信号将其转换为每支叶片的桨距角调节信号, 与统一变桨控制的桨距角参考信号叠加, 实现基于输出功率和方位角联合反馈的独立变桨距控制。仿真结果表明, 所提独立变桨距控制策略不仅能有效缓解风力机 1P 叶根挥舞载荷脉动, 还能明显减小气动转矩和输出功率的 3P 分量, 从而在减小风轮疲劳载荷的同时提高风电机组输出电能质量。

**关键词:** 风力机; 气动载荷; 振动控制; 独立变桨距; 输出功率; 方位角; 反馈

**中图分类号:** TM614

**文献标识码:** A

## 0 引 言

随着水平轴三叶片风电机组的大型化发展, 风切变和塔影效应加剧了风轮旋转平面内的风速分布差异, 进而引起了风力机的 1P (P 为风轮旋转频率) 气动载荷脉动<sup>[1]</sup>和 3P 气动转矩脉动<sup>[2]</sup>。风力机 1P 气动载荷脉动是导致风轮不平衡载荷的主要原因, 进而易激发主轴、齿轮箱、塔架等主要部件的疲劳损坏, 危害机组的寿命<sup>[3,4]</sup>。风力机 3P 气动转矩脉动则会进一步引起并网功率脉动<sup>[5]</sup>、电压闪变<sup>[6]</sup>等问题, 当该脉动频率与电网振荡频率接近时, 可能会引起严重的受迫振动<sup>[7]</sup>, 威胁电网安全。

针对风切变和塔影效应引起的风力机气动载荷脉动和输出功率脉动问题, 文献[8]讨论了对大型风力机采用独立变桨距技术抑制的可行性; 文献[9]研究表明独立变桨距控制技术可有效缓解风力机叶根载荷的 1P 脉动; 文献[10]针对风力机输出功率的 3P 脉动, 设计了独立变桨距控制策略, 并应用于不同风速场景检验; 文献[11]以平滑风轮转矩的 3P

脉动为目的, 设计了基于方位角权重系数分配的独立变桨距控制策略。除独立变桨距控制技术外, 一些学者也从转矩、变流器和电网侧等方面提出一定的控制策略对风力机的转矩脉动抑制问题进行了研究。文献[12,13]指出风切变和塔影效应引起的功率脉动对风力发电变流器控制提出了较高要求; 文献[14]提出一种针对发电机侧三次转矩脉动抑制的控制策略; 文献[15]则研究了风电场在发生气动转矩脉动时对电力系统稳定器(PSS)控制效果的影响。

以上文献均针对风电机组的某种脉动形式, 设计了相应的脉动抑制策略, 但事实上, 风电机组作为一个复杂的非线性多变量的系统, 在几种脉动形式之间存在一定的耦合关系。因此有必要综合考虑气动载荷与气动转矩之间的脉动特性, 设计一种可同时抑制两类形式脉动的控制策略。变桨距控制直接决定了风力系统输入能量的大小, 对于气动载荷和气动转矩的脉动可起到主动的抑制效果。独立变桨距控制是在统一变桨距的基础上分别微

**收稿日期:** 2016-06-08

**基金项目:** 新能源与储能运行控制国家重点实验室开放基金(NYB51201700672); 国家高技术研究发展(863)计划(2013AA050601); 中央高校基本科研业务费专项(2016B07014); 江苏省“六大人才高峰”项目(2015-XNY-005)

**通信作者:** 刘皓明(1977—), 男, 博士、教授, 主要从事新能源发电接入、电力系统分析与控制和电力市场方面的研究。

liuhaom@hhu.edu.cn

调每支叶片的桨距角,从而调节叶片的气动特性和载荷情况。本文以减小风力机 1P 气动载荷脉动和 3P 气动转矩脉动为目标研究独立变桨距控制策略。首先根据风切变和塔影效应对风速的影响引入等效风速模型,从机理上分析风力机 1P 气动载荷脉动和 3P 气动转矩脉动的原因;其次进行独立变桨距控制策略研究,基于风力机输出功率和风轮方位角联合调节桨距角信号,以达到减小风力机 1P 气动载荷和 3P 气动转矩脉动的目的;最后基于 GH Bladed 平台进行仿真研究,分别从时域和频域 2 个角度对比分析风力机叶根载荷和气动转矩的变化情况,验证这 2 种脉动的存在性以及所提独立变桨距控制策略的有效性。

## 1 风力机气动模型和脉动机理

### 1.1 风切变和塔影效应

风切变是指由于地面的摩擦作用使风速随高度的增加而增加,可用指数模型表示为<sup>[16]</sup>:

$$V(z) = V_h \left( \frac{z}{h} \right)^\alpha \quad (1)$$

式中,  $z$  ——距地面高度;  $h$  ——轮毂离地的高度;  $V_h$  ——轮毂中心处风速;  $\alpha$  ——风切变系数。

作用于叶片的风速可表示为叶素距叶根距离  $r$  和方位角  $\theta$  的函数,即:

$$V(r, \theta) = V_h \left( \frac{r \cos \theta + h}{h} \right)^\alpha = V_h \left( 1 + \frac{r \cos \theta}{h} \right)^\alpha \quad (2)$$

对式(2)进行泰勒展开<sup>[17]</sup>,忽略三阶以上高次项,有:

$$\begin{aligned} V(r, \theta) &\approx V_h \left[ 1 + \alpha \left( \frac{r \cos \theta}{h} \right) + \frac{\alpha(\alpha-1)}{2} \left( \frac{r \cos \theta}{h} \right)^2 + \right. \\ &\quad \left. \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2)}{6} \left( \frac{r \cos \theta}{h} \right)^3 \right] \\ &= V_h + V_{ws}(r, \theta) \end{aligned} \quad (3)$$

式中,  $V_{ws}(r, \theta)$  ——风切变对风速的影响。

塔影效应是指由于塔架对气流的阻塞造成的风速变化,即塔架上游和下游处的来流风速的大小和方向均发生改变。对于上风向风力机,塔架对风速的影响可用潜流理论表示为<sup>[18]</sup>:

$$V(y, x) = V_h + V_{ts}(y, x) \quad (4)$$

$$V_{ts}(y, x) = V_0 a^2 \frac{y^2 - x^2}{(x^2 + y^2)^2} \quad (5)$$

式中,  $V_{ts}(y, x)$  ——塔影效应对风速的影响;  $x$  ——

风轮旋转平面距塔架轴线的距离;  $y$  ——叶素距塔架轴线的侧向距离,且满足  $y = r \sin \theta$ ;  $V_0$  ——空间平均风速;  $a$  ——塔架半径。其中,空间平均风速  $V_0$  和轮毂处风速  $V_h$  二者之间满足<sup>[17]</sup>:

$$V_0 = V_h \left[ 1 + \frac{\alpha(\alpha-1)R^2}{8h^2} \right] = m V_h \quad (6)$$

式中,  $m = 1 + \frac{\alpha(\alpha-1)R^2}{8h^2}$ ;  $R$  ——风轮半径。

由于风轮旋转平面距塔架轴线的距离  $x$  为定值,而叶素距塔架轴线的侧向距离  $y$  随方位角  $\theta$  的变化而变化,故式(5)可表示为:

$$V_{ts}(r, \theta) = V_h m a^2 \frac{r^2 \sin^2 \theta - x^2}{(r^2 \sin^2 \theta + x^2)^2} \quad (7)$$

综合风切变和塔影效应,风速模型可表示为:

$$V(r, \theta) = V_h + V_{ws}(r, \theta) + V_{ts}(r, \theta) \quad (8)$$

在风轮上半扫掠面,  $\theta \in [2n\pi - \pi/2, 2n\pi + \pi/2]$ , 不考虑塔影效应的影响,式(8)右侧前两项有效;在风轮下半扫掠面,  $\theta \in [2n\pi + \pi/2, 2n\pi + 3\pi/2]$ , 考虑风切变和塔影效应的共同影响,此时风速模型如式(8)所示。从式(8)可看出,风切变和塔影效应共同影响下的风速模型随风轮方位角周期性变化,因此风轮每转动一周,风力机气动载荷也变化一周,即风力机气动载荷以风轮旋转频率(1P)脉动。

### 1.2 等效风速模型

风切变和塔影效应除引起风力机 1P 气动载荷脉动外,还对风力机气动转矩有一定影响。为了便于分析气动转矩与风速模型之间的关系,文献[19]引入等效风速模型的概念,在保持气动转矩相同的前提下,用按空间分布的风速模型  $V_{eq}(\theta)$  代替原有的随  $r$  和  $\theta$  变化的风速模型  $V(r, \theta)$ , 表示为:

$$V_{eq}(\theta) = V_{eq0} + V_{eqws}(\theta) + V_{eqts}(\theta) \quad (9)$$

式中,  $V_{eq0}$  ——轮毂中心处等效风速;  $V_{eqws}(\theta)$  ——风切变对三支叶片影响的等效风速;  $V_{eqts}(\theta)$  ——塔影效应对三支叶片影响的等效风速。

$V_{eq0}$  和  $V_{eqws}(\theta)$  分别如式(10)、式(11)所示<sup>[19]</sup>:

$$V_{eq0} = V_h \quad (10)$$

$$\begin{aligned} V_{eqws}(\theta) &= V_h \left[ \frac{\alpha(\alpha-1)}{8} \left( \frac{R}{h} \right)^2 + \right. \\ &\quad \left. \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2)}{60} \left( \frac{R}{h} \right)^3 \cos 3\theta \right] \end{aligned} \quad (11)$$

$$V_{eqts}(\theta) = \frac{mV_h}{3R^2} \sum_{i=1}^3 \left[ \frac{a^2}{\sin^2 \theta_i} \ln \left( \frac{R^2 \sin^2 \theta_i}{x^2} + 1 \right) - \frac{2a^2 R^2}{R^2 \sin^2 \theta_i + x^2} \right] \quad (12)$$

对于三叶片风力机,气动转矩可表示为<sup>[19]</sup>:

$$T(r, \theta) = T_0 + \sum_{i=1}^3 \int_{r_0}^R \psi(r) [V(r, \theta) - V_0] dr \quad (13)$$

式中,  $T_0$ ——与空间平均风速  $V_0$  相对应的气动转矩;  $\psi(r)$ ——气动载荷对于气动转矩的影响因子。

为了用等效风速模型  $V_{eq}(\theta)$  来描述风力机气动转矩  $T(\theta)$ , 首先对气动转矩在空间平均风速  $V_0$  的最佳叶尖速比点  $\lambda_0$  进行线性化处理。定义:

$$T_0 = \frac{1}{2} \rho A V_0^2 R \frac{C_p(\lambda_0)}{\lambda_0}, \quad k = \frac{2 \rho A V_0}{3 s R} \frac{C_p(\lambda_0)}{\lambda_0}, \quad \psi(r) = kr, \quad n = \frac{r_0}{R}, \quad s = 1 - n^2, \text{ 可得到其解析式:}$$

$$T(\theta) = T_0 + \frac{3ksR^2}{2} \times [V_{eqws} + V_{eqts}(\theta) + (1-m)V_h] \quad (14)$$

最后, 根据等效风速模型, 风力机气动转矩可表示为<sup>[20]</sup>:

$$T(\theta) = T_0 \left\{ 1 + 2 \frac{1-m}{m} + \frac{2}{V_0} [V_{eqws}(\theta) + V_{eqts}(\theta)] \right\} \quad (15)$$

从式(15)可看出, 风力机气动转矩与风切变和塔影效应的等效风速模型相关, 其中风切变等效风速模型  $V_{eqws}(\theta)$  对气动转矩的影响主要由  $\cos 3\theta$  项决定, 即风切变影响下的风力机气动转矩以 3 倍风轮旋转频率(3P)脉动; 对于塔影效应, 风轮每旋转一周 3 支叶片分别受到塔影效应作用 1 次, 即塔影效应影响下的风力机气动转矩也以 3 倍风轮旋转频率(3P)脉动。因此, 风切变和塔影效应不仅会引起风力机 1P 气动载荷脉动, 还会引起 3P 气动转矩脉动, 需采取合适的控制策略来减小这 2 种脉动对风力机的影响。

## 2 独立变桨距控制策略

受到风切变和塔影效应的影响, 风力机会产生 1P 气动载荷脉动和 3P 气动转矩脉动, 不仅给风轮叶片造成额外的载荷, 还会进一步导致风力机的输出转矩和功率的 3P 脉动, 影响输出电能质量。若从变桨控制出发, 调节叶片桨距角、改善叶片气动特性, 不仅可从源头上减小 1P 叶片载荷, 还可缓解 3P 气动转矩和输出功率脉动, 对于减小风力机疲劳

载荷、提高风力机输出电能质量均有较大改善。

### 2.1 独立变桨距控制策略设计

本文采用独立变桨距控制的方法, 在统一变桨距控制的基础上, 分别调节每支叶片的桨距角, 改变叶片的气动特性, 从而进一步改善风力机的载荷和转矩情况。由于气动转矩不可直接测量, 本文通过测量风力机输出功率  $P$ , 设计带通滤波器得到其 3P 脉动分量  $P_{3P}$ , 通过 PID 控制器得到桨距角调节信号  $\Delta\beta$ , 并结合方位角信号  $\theta_i$  ( $i=1, 2, 3$ ) 将其转换为每支叶片的桨距角调节信号  $\Delta\beta_i$ , 最后与统一桨距角参考值  $\beta_{ref}$  叠加, 以达到减小风力机 1P 气动载荷和 3P 气动转矩脉动的目的, 控制框图如图 1 所示。

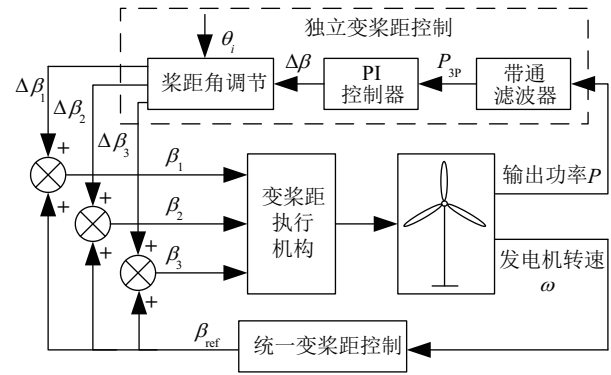


图1 独立变桨距控制框图

Fig. 1 Block diagram of individual pitch control

统一变桨距控制的目标是: 当风速在额定风速以下时, 通过控制发电机转速, 保持风力机最大风能捕获, 此时桨距角通常维持在  $0^\circ$  附近; 当风速在额定风速以上时, 通过调节桨距角, 维持风电机组输出功率稳定。由于变桨距系统主要工作在额定风速以上的情况下, 本文重点考察额定风速以上时的风力机运行特性, 此时统一变桨距的控制原理为: 测量发电机转速  $\omega$ , 与额定转速参考值  $\omega_{ref}$  相比较, 经过 PI 控制器和限幅限速率环节, 即可得到统一桨距角参考值  $\beta_{ref}$ , 控制框图如图 2 所示。

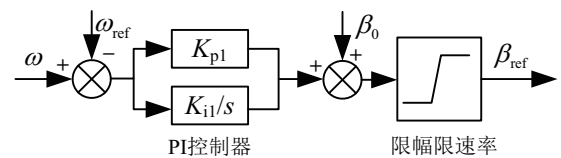


图2 统一变桨距控制框图

Fig. 2 Block diagram of collective pitch control



在统一变桨距控制的基础上,本文采用基于风力机输出功率和风轮方位角联合调节桨距角信号的独立变桨距控制策略,首先设计带通滤波器得到风力机输出功率的 3P 分量  $P_{3P}$ ,带通滤波器的二阶传递函数可表示为:

$$G(s) = \frac{a_0 s^2 + a_1 s + a_2}{b_0 s^2 + b_1 s + b_2} \quad (16)$$

式中,各系数需根据滤波器频带范围来确定。

本文选择 2 阶 Butterworth 型带通滤波器,频带范围为 0.9~1.1 Hz,带通滤波器传递函数的系数分别为  $a_0=0.059$ ,  $a_1=0$ ,  $a_2=-0.059$ ,  $b_0=1$ ,  $b_1=-1.525$ ,  $b_2=0.882$ ,其伯德图如图 3 所示。

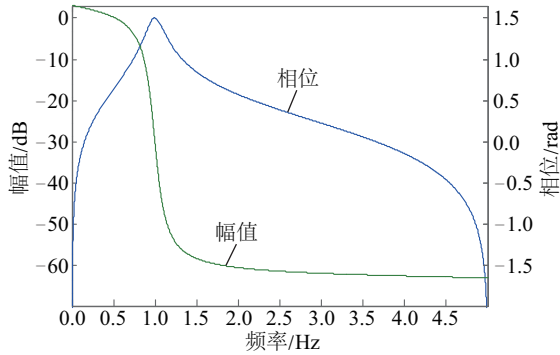


图3 带通滤波器的伯德图

Fig. 3 Bode plot of bandpass filter

设计带通滤波器得到风力机输出功率的 3P 分量  $P_{3P}$ 后,经过 PI 控制器可得到桨距角调节信号  $\Delta\beta$ ,可表示为:

$$\Delta\beta = K_{p2} P_{3P}(t) + K_{i2} \int_0^t P_{3P}(\tau) d\tau \quad (17)$$

式中,  $K_{p2}$ 、 $K_{i2}$  ——独立变桨控制中 PI 控制器对应的比例、积分参数。

## 2.2 桨距角调节原则

受风切变和塔影效应的影响,风速在旋转平面内的分布并不相同,因此叶片旋转到不同位置其对应的桨距角调节量也并不相同。风轮旋转平面分布图如图 4 所示。由风速分布规律可知,在风轮上半平面,风速高于轮毂中心处风速;而在风轮下半平面,风速低于轮毂中心处风速。故根据叶片方位角信号  $\theta_i$  确定桨距角调节规律为:当叶片  $i$  旋转到风轮上半平面时,在统一桨距角  $\beta_{ref}$  的基础上增大叶片  $i$  的桨距角,以减小此时的气动载荷;当叶片  $i$  旋转到风轮下半平面时,在统一桨距角  $\beta_{ref}$  的基础

上减小叶片  $i$  的桨距角,以增大对应的气动载荷,从而减缓风速不均匀引起的叶片载荷脉动。每支叶片的桨距角可表示为:

$$\beta_i = \beta_{ref} + \Delta\beta_i \quad (18)$$

$$\Delta\beta_i = \cos \theta_i \Delta\beta \quad (19)$$

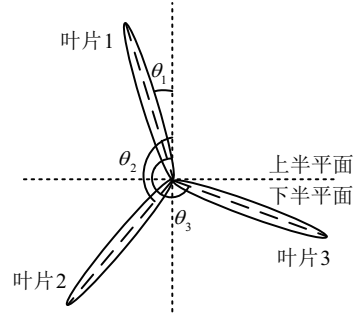


图4 风轮旋转平面分布图

Fig. 4 Rotor rotation plane distribution

由式(17)可知,当叶片  $i$  旋转到风轮上半平面时,方位角  $\theta_i \in [2n\pi - \pi/2, 2n\pi + \pi/2]$ ,此时  $\cos \theta_i > 0$ ,  $\Delta\beta_i$  为正值,即达到了增大桨距角的目的;当叶片  $i$  旋转到风轮下半平面时,方位角  $\theta_i \in [2n\pi + \pi/2, 2n\pi + 3\pi/2]$ ,此时  $\cos \theta_i < 0$ ,  $\Delta\beta_i$  为负值,即达到了减小桨距角的目的。此外,当叶片  $i$  旋转至上半平面最高点时,  $\cos \theta_i$  达到最大值 1,此时桨距角增加至最大值;当叶片  $i$  旋转至下半平面最低点时,  $\cos \theta_i$  达到最小值 -1,此时桨距角减小至最低值。也就是说,在叶片旋转过程中,桨距角变化幅值始终与方位角的周期性变化保持一致,在保证  $\sum_{i=1}^3 \Delta\beta_i = 0$  的同时尽量减小叶片载荷和气动转矩的脉动。

## 3 算例仿真

GH Bladed 是用于风电机组性能测试和载荷计算的权威软件<sup>[21]</sup>,本文基于 GH Bladed 平台对风力机的气动载荷和转矩进行仿真分析,选择一台 1.5 MW 三叶片上风向变速恒频风电机组,设轮毂中心处风速恒定为 12 m/s,此时风力机工作在额定状态下,风轮额定转速为 20 r/min。其中,统一变桨距控制的 PI 控制器参数分别为  $K_{p1}=0.010$ ,  $K_{i1}=0.008$ ;桨距角的初值  $\beta_0=3^\circ$ ;桨距角限幅限速率环节的范围取值分别为  $[0^\circ, 90^\circ]$  和  $[-10^\circ,$

$10^\circ/\text{s}$ ;独立变桨距控制的PI控制器参数分别为  $K_{p2}=0.30, K_{i2}=0.01$ 。

### 3.1 2种脉动的仿真验证

为了验证风力机1P气动载荷和3P气动转矩脉动的存在性,观察在风切变、塔影效应以及风切变和塔影效应共同作用这3种情况下风力机气动载荷和转矩的变化,仿真结果如图5、图6所示。

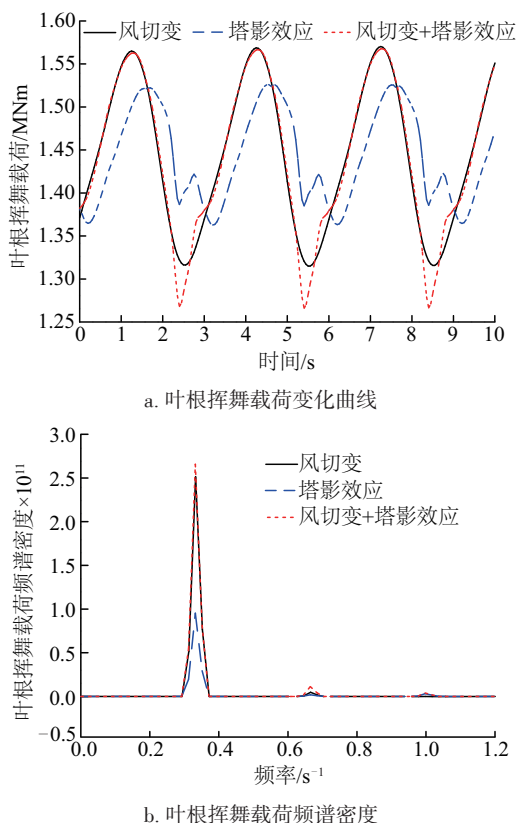


图5 叶根挥舞载荷的时域和频域仿真结果

Fig. 5 Time domain and frequency domain simulation results of blade root flapwise load

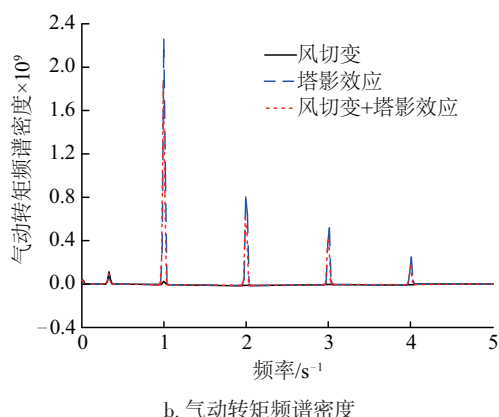
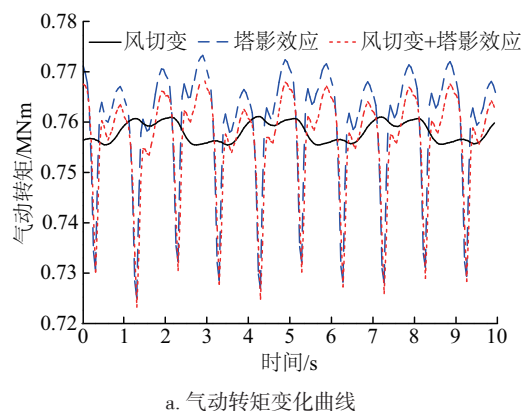


图6 风力机气动转矩的时域和频域仿真结果

Fig. 6 Time domain and frequency domain simulation results of aerodynamic torque

由仿真结果可得出结论:

1)由图5a和图6a可知,风切变和塔影效应影响下的风力机叶根挥舞载荷和气动转矩均随时间周期性变化。在10s内,叶根载荷以1P脉动(风轮旋转频率  $P=0.33\text{ Hz}$ ),风力机气动转矩循环次数约为叶根载荷循环次数的3倍,验证了式(12)所示的风力机气动转矩以风轮旋转频率的3倍频脉动的结论。

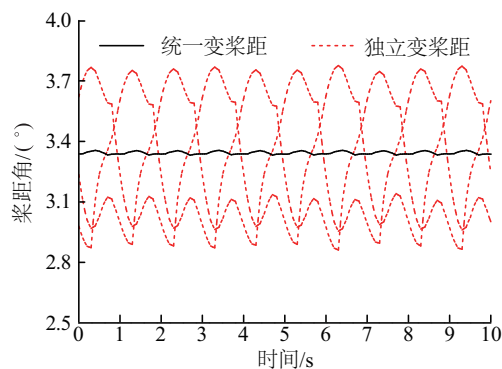
2)观察图5b和图6b可知,叶根挥舞载荷在风轮旋转频率1P、2P、3P处均有脉动,其中1P处脉动幅值最大;风力机气动转矩在3P、6P、9P、12P处均有脉动,其中3P处脉动最明显。

3)由图5b可知,风切变和塔影效应均能引起叶根挥舞载荷的1P脉动,其中风切变的影响更大,即风切变是影响叶根挥舞载荷1P脉动的主要因素。

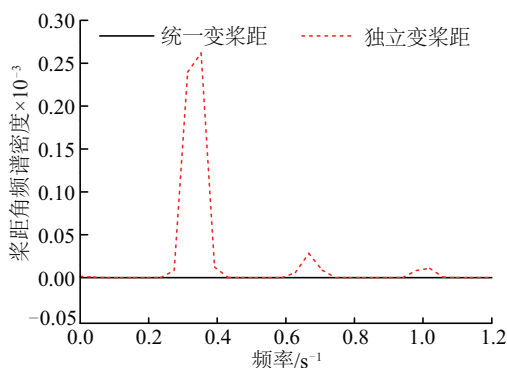
4)由图6b可知,对于风力机3P气动转矩脉动,塔影效应的影响远大于风切变的影响,即塔影效应是影响风力机气动转矩3P脉动的主要因素。此外,风切变还会导致气动转矩在3P处的幅值下降,这是由于式(3)中的  $\cos^2\theta$  项引起,3个叶片的风切变效应叠加会得到负的直流偏移项。

### 3.2 独立变桨距控制策略的仿真验证

为验证所提独立变桨距控制策略的有效性,考虑风切变和塔影效应的共同影响,分别从时域和频谱角度对统一变桨距和独立变桨距控制下的风力机桨距角、叶根载荷和气动转矩的变化情况进行对比分析,仿真结果如图7~图9所示。



a. 桨距角变化曲线时域仿真



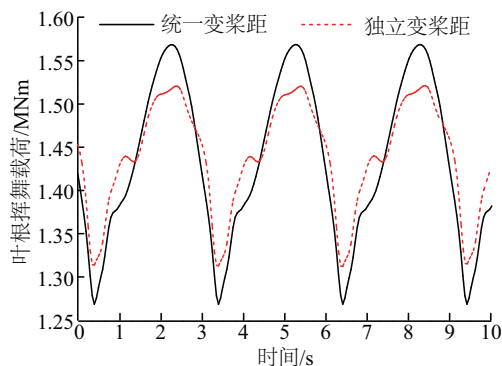
b. 桨距角频谱密度频域仿真

图7 桨距角的时域和频域仿真结果

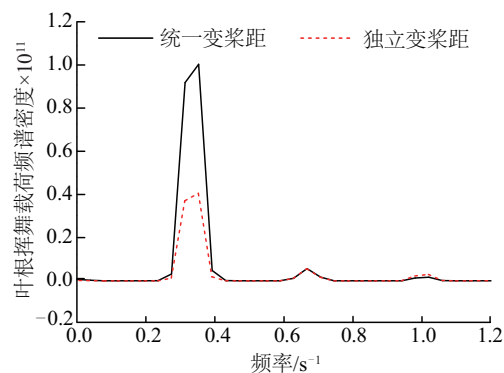
Fig. 7 Time domain and frequency domain simulation results of pitch angle

由仿真结果可得出结论:

1)由图 7a、图 8a 和图 9a 可知,与统一变桨距控制相比,独立变桨距控制通过周期性调整三支叶片桨距角在  $2.8^{\circ}\sim 3.8^{\circ}$  范围内变化,可使叶根挥舞载荷波动幅值范围从  $1.27\sim 1.57\text{ MNm}$  减小为  $1.32\sim 1.52\text{ MNm}$ ,有明显改善;而气动转矩的波动幅度无明显变化,考虑到气动转矩和输出功率直接相关,因此仿真结果验证了 2 种控制策略均能维持输出功率稳定。



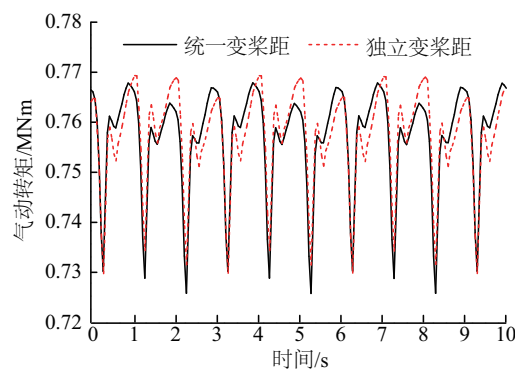
a. 叶根挥舞载荷变化曲线



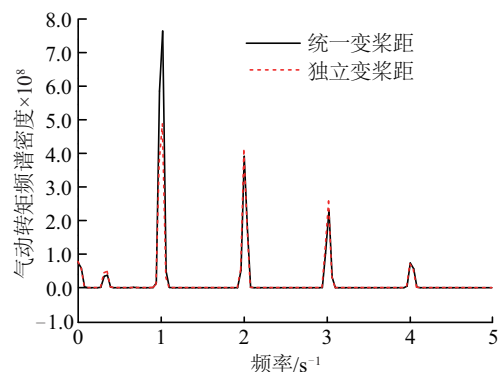
b. 叶根挥舞载荷频谱密度

图8 叶根挥舞载荷的时域和频域仿真结果

Fig. 8 Time domain and frequency domain simulation results of blade root flapwise load



a. 气动转矩变化曲线



b. 气动转矩频谱密度

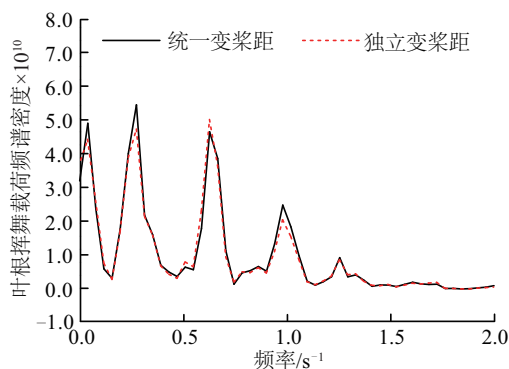
图9 气动转矩的时域和频域仿真结果

Fig. 9 Time domain and frequency domain simulation results of aerodynamic torque

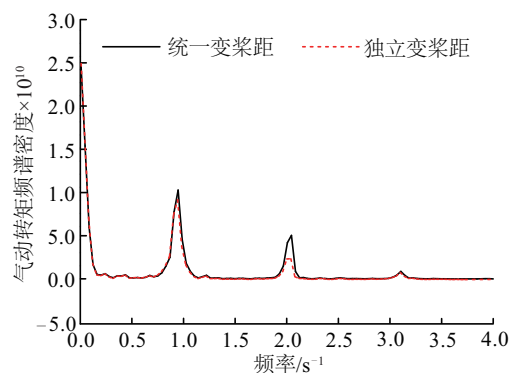
2)由图 7b、图 8b 和图 9b 可知,与统一变桨距控制相比,独立变桨距控制通过在 1P、2P、3P 等频率处调整桨距角变化,可明显减小 1P 叶根挥舞载荷脉动幅值和 3P 气动转矩脉动幅值,其中 1P 叶根挥舞载荷幅值降低了约 60%,3P 气动转矩幅值降低

了约 37%。

此外,在风切变和塔影效应的基础上考虑湍流风的影响,观察风力机叶根挥舞载荷和气动转矩的变化情况,仿真结果如图 10 所示。由仿真结果可知,独立变桨距控制对于叶根挥舞载荷的 1P 和 3P 波动有一定的抑制作用,对于气动转矩的 3P 和 6P 波动有较好的抑制作用,验证了所提独立变桨距控制策略的有效性。



a. 叶根挥舞载荷的频谱密度



b. 气动转矩的频谱密度

图 10 湍流风的仿真结果

Fig. 10 Simulation results of turbulence wind

由于 3P 气动转矩脉动会进一步影响风力机的输出功率,本文对不同控制策略下的风力机输出功率进行仿真分析,仿真结果如图 11 所示。由图 11 可知,与统一变桨距控制相比,独立变桨距控制下的风力机输出功率的 3P 分量明显减小,但由于桨距角在 1P 处有较大变化,输出功率的 1P 分量脉动幅值略有增加。从整体波动幅值来看,独立变桨距控制在减缓输出功率脉动方面有较大优势。

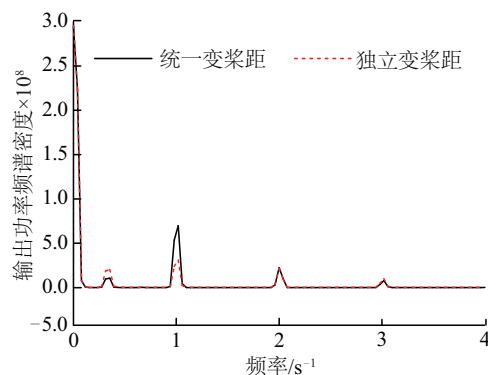


图 11 风力机输出功率频谱曲线

Fig.11 Spectral curve of output power

## 4 结 论

随着风力机的大型化发展,风切变和塔影效应引起的风力机 1P 气动载荷脉动和 3P 气动转矩脉动更加明显,本文提出的独立变桨距控制策略通过在风轮旋转频率 1P 和 3P 处给每个叶片的桨距角增加补偿信号,以此来修正桨距角变化值,可有效缓解风力机气动载荷的 1P 脉动和气动转矩的 3P 脉动,从而进一步抑制风力机输出功率的 3P 分量脉动,在有效降低风力机疲劳损伤的同时,提高风力机输出电能质量。

### [参考文献]

- [1] Bossanyi E A. Individual blade pitch control for load reduction[J]. Wind Energy, 2003, 6(2): 119—128.
- [2] 陈家伟,陈杰,龚春英,等.永磁直驱风力发电系统气动载荷抑制策略[J].中国电机工程学报,2013,33(21): 99—108.
- [2] Chen Jiawei, Chen Jie, Gong Chunying, et al. An aerodynamic load reduction method for PMSG-based direct-drive WECS[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(21): 99—108.
- [3] 金鑫,钟翔,何玉林,等.独立变桨控制对大功率风力发电机振动影响[J].电力系统保护与控制,2013,41(8): 49—53.
- [3] Jin Xin, Zhong Xiang, He Yulin, et al. Influence on vibration of large-scale wind turbine by individual pitch control[J]. Power System Protection and Control, 2013, 41(8): 49—53.
- [4] Liu Haoming, Tang Qiaoqiao, Wang Yao, et al. Individual pitch control strategy on alleviating periodic

- load fluctuations[A]. The 5th Annual IEEE International Conference on Cyber Technology in Automation, Control and Intelligent Systems[C], Shenyang, China, 2015.
- [5] Thiringer T, Dahlberg J A. Periodic pulsations from a three-bladed wind turbine[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2001, 16(2): 128—133.
- [6] 胡 煜, 伍青安, 袁 越, 等. 风电引起 3P 闪变的仿真分析[J]. 电力自动化设备, 2013, 33(3): 108—111.
- [6] Hu Yu, Wu Qingan, Yuan Yue, et al. Simulative analysis of 3P voltage flicker caused by wind farm integration[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(3): 108—111.
- [7] Su Chi, Hu Weihao, Chen Zhe, et al. Mitigation of power system oscillation caused by wind power fluctuation[J]. IET Renewable Power Generation, 2013, 7(6): 639—651.
- [8] 周 波, 龚华军, 甄子洋. 风切变和塔影效应对风力机变桨距控制的影响分析[J]. 可再生能源, 2012, 30(1): 27—32.
- [8] Zhou Bo, Gong Huajun, Zhen Ziyang. The analysis of the pitch control of wind turbine by the influences of wind shear and tower shadow[J]. Renewable Energy Resources, 2012, 30(1): 27—32.
- [9] Kanev S, van Engelen T. Exploring the limits in individual pitch control[A]. Proceedings of European Wind Energy Conference (EWEC 2009)[C], Marseille, France, 2009.
- [10] Zhang Yunqian, Hu Weihao, Chen Zhe, et al. Individual pitch control for mitigation of power fluctuation of variable speed wind turbines[A]. 2012 IEEE Conference on Power & Energy[C]. Ho Chi Minh City, Vietnam, 2013, 638—643.
- [11] Dou Z L, Ling Z B, Cai X. Torque smoothing control of wind turbine generator system using individual pitch control[A]. 2012 7th International Power Electronics and Motion Control Conference (IPEMC)[C], Harbin, China, 2012, 2157—2161.
- [12] 李少林, 张 兴, 谢 震, 等. 双馈风力发电系统 3 次功率脉动的研究[J]. 电网技术, 2010, 34(4): 37—42.
- [12] Li Shaolin, Zhang Xing, Xie Zhen, et al. Study on the third harmonic power pulsation in doubly-fed power generation system[J]. Power System Technology, 2010, 34(4): 37—42.
- [13] Hu W, Chen Z, Wang Y, et al. Flicker mitigation by active power control of variable-speed wind turbines with full-scale back-to-back power converters[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2009, 24(3): 640—649.
- [14] 张 兴, 滕 飞, 谢 震, 等. 风力机的风剪塔影模拟及功率脉动抑制[J]. 中国电机工程学报, 34(36): 6506—6514.
- [14] Zhang Xing, Teng Fei, Xie Zhen, et al. Simulation and power pulsation suppression of wind turbines with wind shear and tower shadow effects[J]. Proceedings of the CSEE, 34(36): 6506—6514.
- [15] Hughes F M, Anaya-Lara O, Ramtharan G, et al. Influence of tower shadow and wind turbulence on the performance of power system stabilizers for DFIG-based wind farms[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2008, 23(2): 519—528.
- [16] 邢作霞, 陈 雷, 厉 伟, 等. 减小塔影和风切变效应的变桨距控制方法研究[J]. 太阳能学报, 2013, 34(6): 915—923.
- [16] Xing Zuoxia, Chen Lei, Li Wei, et al. Pitch control method study on reducing the effects of tower shadow and wind shear[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2013, 34(6): 915—923.
- [17] 孔屹刚, 王 杰, 顾 浩, 等. 基于风剪切和塔影效应的风力机风速动态建模[J]. 太阳能学报, 2011, 32(8): 1237—1244.
- [17] Kong Yigang, Wang Jie, Gu Hao, et al. Dynamics modeling of wind speed based on wind shear and tower shadow for wind turbine[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2011, 32(8): 1237—1244.
- [18] Sørensen P, Hansen A D, Rosas P A C. Wind models for simulation of power fluctuations from wind farms[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(12): 1381—1402.
- [19] Dolan D S L, Lehn P W. Simulation model of wind turbine 3p torque oscillations due to wind shear and tower shadow[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2006, 21(3): 717—724.
- [20] De Kooning J D M, Vandoorn T L, Van de Vyver J, et al. Shaft speed ripples in wind turbines caused by tower shadow and wind shear[J]. IET Renewable Power Generation, 2014, 8(2): 195—202.
- [21] Bossanyi E A. GH Bladed user manual[R]. Glasgow, UK: Garrad Hassan and Partners Ltd, 2003.



## INDIVIDUAL PITCH CONTROL STRATEGY OF WIND TURBINE TO REDUCE 1P AERODYNAMIC LOAD AND 3P AERODYNAMIC TORQUE RIPPLES

Tang Qiaoqiao<sup>1</sup>, Liu Haoming<sup>1</sup>, Ren Qiuye<sup>1</sup>, Zhang Zhankui<sup>2</sup>, Chi Yongning<sup>2</sup>

(1. College of Energy and Electrical Engineering, Hohai University, Nanjing 211100, China;

2. State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy & Storage Systems, China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

**Abstract:** In order to study the influence of wind shear and tower shadow on the aerodynamic load, torque and output power of three-bladed wind turbine, the equivalent wind speed model is introduced based on the wind model of wind shear and tower shadow, the formation mechanism of 1P aerodynamic load and 3P aerodynamic torque ripples is derived, and the existence of the two ripples is verified on GH Bladed platform. In order to reduce the influence of the two ripples on wind turbine, the individual pitch control based on combined output power and azimuth angle feedback is studied, by designing a band-pass filter to obtain the 3P component of output power, calculating the pitch angle adjustment signal of each blade according to azimuth angle, and superimposing with the pitch angle reference value of collective pitch control. Simulation results show that the proposed individual pitch control strategy can not only effectively alleviate the ripples of 1P load, but also significantly reduce the 3P component of the torque and output power. The proposed individual pitch control strategy has good potential in reducing the rotor fatigue loads and improving the output power quality of wind turbine.

**Keywords:** wind turbines; aerodynamic loads; vibration control; individual pitch control; output power; azimuth angle; feedback