

大型风电机组的比例-积分-谐振独立变桨距控制策略

杨文韬¹, 耿 华¹, 肖 帅², 杨 耕¹

(1. 清华大学 自动化系, 北京 100084; 2. 北京控制工程研究所, 北京 100190)

摘要: 提出一种用于降低风轮不平衡载荷的比例-积分-谐振独立变桨距控制策略, 该控制器由比例-积分控制器和谐振控制器两部分组成, 其中比例-积分控制器用于抑制不平衡载荷的 $1p$ (风轮旋转频率的倍数) 分量, 谐振控制器则用于抑制不平衡载荷的高频分量 ($2p, 4p$)。采用 FAST 软件对所提出的控制策略进行了仿真验证, 仿真结果表明所提出的控制策略可以在传统比例-积分控制的基础上, 进一步降低风轮所承受的高频不平衡载荷。

关键词: 风电机组; 独立变桨控制; 不平衡载荷; 疲劳载荷; 比例-积分-谐振控制

中图分类号: TM 614

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2017.01.014

0 引言

随着现代大型风电机组单机容量的不断增大, 风电机组机械零部件的尺寸和重量也在不断增加, 使得风电机组的制造成本升高^[1]。风轮直径和扫掠面积的增大, 会导致机组承受的载荷更大、更复杂, 从而降低了风电机组的使用寿命^[2-3]。通过变桨距调节进行主动载荷控制, 可以降低机组所承受的载荷, 提高系统的可靠性以及延长机组的使用寿命, 从而有效地提高风电机组的经济效益^[4]。

风电机组运行的过程中, 湍流、风的剪切效应、塔影效应以及偏航误差等因素会造成风轮各面受力不均, 从而使得风轮承受不平衡载荷。随着风轮半径的增大, 这种不平衡载荷的存在变得愈发明显。风轮所承受的不平衡载荷会对变桨轴承、轮毂、主轴、偏航轴承及塔架等部件造成很大的疲劳载荷^[5]。传统的统一变桨距控制方式, 各桨叶变桨机构是同步变化的, 因此无法抑制不平衡载荷。独立变桨距控制可以对各桨叶变桨机构独立进行调节, 因此可以有效降低风轮的不平衡载荷^[6-7]。现代大型风电机组大多都安装了独立变桨距执行机构以及载荷传感器, 为独立变桨距控制的实现提供了所需条件。

对于独立变桨距控制策略的研究, 基本都是针对工作在第 3 工作区的风机, 目前国内外已经有一些研究成果。文献[8]提出了一种独立变桨距控制策略, 根据每个桨叶处的风速测量信息, 通过调节每个桨叶的桨距角, 使得各桨叶的攻角相同, 从而降低风轮所承受的不平衡载荷。但是该方法在实际中实现较困难, 且其本质是一种前馈控制, 当测量不准确

时, 反而会增大桨叶所承受的不平衡载荷。文献[9]基于风机的线性周期时变模型, 根据时变控制理论设计了独立变桨距控制器, 但是这种时变控制器的设计比较复杂。现在采用较多的方法是基于 MBC (Multi-Blade Coordinate) 坐标变换^[10], 将风机的线性周期时变模型变换为线性时不变模型, 然后采用线性时不变控制理论的知识进行控制器设计。文献[5, 11-12]建立了基于 MBC 变换后风电机组气动载荷计算的线性化模型, 忽略控制环路之间的耦合, 将控制器设计简化为 SISO (Single-Input Single-Output) 问题, 然后采用 PI 控制器对不平衡载荷进行控制。该方法简单有效, 且易于实现, 但 PI 控制器只能抑制旋转部分不平衡载荷的低频分量 ($1p, p$ 为风轮旋转频率的倍数), 无法抑制高频分量 ($2p, 4p$ 等)。在此基础之上, 文献[13]对基本的 MBC 变换进行扩展, 提出了可以抑制旋转部分不平衡载荷高频分量的独立变桨距控制策略, 但是该控制算法需要进行多次 MBC 坐标变换, 设计整定多个 PI 控制器, 实现较为复杂。文献[14]提出一种基于串联校正的高次载荷控制策略, 该算法中控制参数的整定需要采用数值优化方法, 设计也较为复杂。

本文提出一种基于 MBC 坐标变换的比例-积分-谐振 (PI-R) 独立变桨距控制策略, 其中 PI 部分用于抑制旋转部分不平衡载荷的低频分量 ($1p$), R 部分用于抑制高频分量 ($2p, 4p$)。该控制算法可以有效抑制不平衡载荷的低频以及高频分量, 且控制简单, 物理意义直观, 易于工程实现。

1 气动载荷简化计算模型

桨叶所受气动载荷的模型为复杂的非线性模型。为了简化分析, 将桨叶视为刚性叶片, 并对气动载荷非线性模型在稳态工作点附近进行线性化。

1.1 气动载荷计算线性化模型

根据叶素动量 (BEM) 理论, 忽略尾流效应以及

收稿日期: 2016-01-04; 修回日期: 2016-12-01

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (U1510208, 61273045, 51361135705)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China (U1510208, 61273045, 51361135705)

不稳定空气动力学特性,可以得到风电机组的气动载荷线性化模型^[13],其中桨叶根部挥舞方向的弯矩变化量可以表示为:

$$\delta M_{z,i} = k_{M_z} \beta_i + h_{M_z} v_i \quad (1)$$

其中, $\delta M_{z,i}$ 为第 i 个桨叶根部的挥舞方向的弯矩变化量; β_i 为第 i 个桨叶的桨距角; v_i 为第 i 个桨叶处挥舞方向有效风速; k_{M_z} 、 h_{M_z} 分别为弯矩在工作点处对桨距角和相对风速的偏导数,可以表示为式(2)。

$$k_{M_z} = \frac{\partial \delta M_z(\beta, v)}{\partial \beta} \quad (2)$$

$$h_{M_z} = \frac{\partial \delta M_z(\beta, v)}{\partial v}$$

叶片处挥舞方向有效风速是由绝对风速 u 和塔架轴向振动引起的相对风速合成的,可以表示为^[13]:

$$v_i = u_i - v_{fa} - \cos \psi_i \frac{9R_b}{8H} v_{fa} \quad (3)$$

其中, v_{fa} 为塔架顶部轴向速度; u_i 为第 i 个桨叶的绝对风速; ψ_i 为第 i 个桨叶的空间位置角,桨叶竖直向上时为 0° ; R_b 为桨叶半径; H 为塔架高度。式中等号右侧第二项表示了塔架轴向位移对有效风速的影响,第三项表示了塔架俯仰转动的影响。风轮所承受的不平衡载荷主要包括俯仰弯矩 M_{tilt} 和偏航弯矩 M_{yaw} , 可以表示为^[13]:

$$M_{tilt} = \sum_{i=1}^3 \delta M_{z,i} \cos \psi_i \quad (4)$$

$$M_{yaw} = \sum_{i=1}^3 \delta M_{z,i} \sin \psi_i$$

将式(1)和式(3)代入式(4),可得:

$$M_{tilt} = k_{M_z} \sum_{i=1}^3 \beta_i \cos \psi_i + h_{M_z} \sum_{i=1}^3 u_i \cos \psi_i - \frac{27R_b}{16H} h_{M_z} v_{fa} \quad (5)$$

$$M_{yaw} = k_{M_z} \sum_{i=1}^3 \beta_i \sin \psi_i + h_{M_z} \sum_{i=1}^3 u_i \sin \psi_i$$

1.2 MBC 坐标变换

式(5)给出了基于线性化模型得到的俯仰弯矩和偏航弯矩的载荷计算表达式,但是由于式中存在周期性时变的系数,无法采用传统的线性定常控制理论进行控制器设计。MBC 坐标变换可以将风电机组在混合坐标系下表示的线性周期时变模型变换为在静止坐标系下表示的线性时不变模型。基于 MBC 变换后的风电机组线性时不变模型,可直接采用发展成熟的线性时不变控制理论进行独立变桨距控制设计^[10]。

MBC 坐标变换也称 Coleman 坐标变换,最早用于直升机控制领域。对于含有稳速旋转部件的系统而言,该变换能够很好地描述系统旋转部件和固定部件之间的关系,并甄选出特定频率的旋转分量。基于 MBC 变换将风电机组线性模型中在桨叶旋转坐标系下表示的物理量变换到在轮毂静止坐标系下

表示的物理量,则变换后模型的所有物理量均是在静止坐标系下的,且模型的周期性变得很弱。对在不同桨叶转角下进行 MBC 变换得到的风电机组模型进行平均,就可以得到风电机组的线性时不变模型。在进行独立变桨距控制器设计时,只关心桨叶挥舞振动的不平衡分量,因此提取 MBC 变换后风电机组模型的不平衡分量,则可以得到用于独立变桨距控制器设计的风电机组线性化模型。对于三桨叶水平轴风机,其基本形式可以表示为:

$$M = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 2 \cos \psi_1 & 2 \cos \psi_2 & 2 \cos \psi_3 \\ 2 \sin \psi_1 & 2 \sin \psi_2 & 2 \sin \psi_3 \end{bmatrix} \quad (6)$$

其逆变换可以表示为:

$$M^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & \cos \psi_1 & \sin \psi_1 \\ 1 & \cos \psi_2 & \sin \psi_2 \\ 1 & \cos \psi_3 & \sin \psi_3 \end{bmatrix} \quad (7)$$

各桨叶的挥舞弯矩 $M_{z,i}$ 、有效风速 v_i 以及桨距角 β_i 经过 MBC 变换后,表示为:

$$\begin{bmatrix} M_0 & M_c & M_s \end{bmatrix}^T = M \begin{bmatrix} M_{z,1} & M_{z,2} & M_{z,3} \end{bmatrix}^T$$

$$\begin{bmatrix} v_0 & v_c & v_s \end{bmatrix}^T = M \begin{bmatrix} v_1 & v_2 & v_3 \end{bmatrix}^T \quad (8)$$

$$\begin{bmatrix} \beta_0 & \beta_c & \beta_s \end{bmatrix}^T = M \begin{bmatrix} \beta_1 & \beta_2 & \beta_3 \end{bmatrix}^T$$

其中,下标 0 表示统一分量,下标 c 表示余弦分量,下标 s 表示正弦分量; M_0 表示平均弯矩,为平衡载荷; M_c 、 M_s 分别表示俯仰方向和偏航方向弯矩,为不平衡载荷。 M_c 、 M_s 与俯仰弯矩和偏航弯矩之间的关系可以表示为:

$$M_{tilt} = \frac{3}{2} M_c \quad (9)$$

$$M_{yaw} = \frac{3}{2} M_s$$

将式(8)代入式(5),可以得到经过 MBC 坐标变换后的俯仰弯矩和偏航弯矩的表达式为:

$$M_{tilt} = k_{M_z} \beta_c + h_{M_z} u_c - \frac{27R_b}{16H} h_{M_z} v_{fa} \quad (10)$$

$$M_{yaw} = k_{M_z} \beta_s + h_{M_z} u_s$$

可见,经过 MBC 坐标变换后俯仰弯矩和偏航弯矩的载荷计算表达式为线性定常的,且两者之间是相互独立的,因此可以看作 2 个独立的 SISO 系统进行控制器设计。

2 PI-R 独立变桨距控制策略

2.1 不平衡载荷频率分析

风电机组运行的过程中,由于对风电场的旋转采样、塔影效应、风的剪切效应以及偏航误差等,会导致桨叶处的有效风速 v_i 含有风轮旋转频率的整数倍(np , n 为整数)次频率分量。由式(1)可知,桨叶根部挥舞弯矩也将同样含有 np 次频率分量^[15]。但是桨叶旋转坐标系下的挥舞弯矩频率分量,在轮毂固

定坐标系下会发生变化,使得俯仰弯矩和偏航弯矩只含有 $3np$ 次频率分量。下面对轮毂固定坐标系下载荷的频率进行分析。

假设桨叶根部挥舞弯矩含有 mp (m 为整数) 次频率分量,此时桨叶根部挥舞弯矩的 mp 次频率分量可以表示为:

$$\begin{aligned} M_{z,1}^{(m)} &= A_m \sin(m\psi) \\ M_{z,2}^{(m)} &= A_m \sin(m\psi + m \times \frac{2}{3}\pi) \\ M_{z,3}^{(m)} &= A_m \sin(m\psi + m \times \frac{4}{3}\pi) \end{aligned} \quad (11)$$

其中, A_m 为载荷 mp 次频率分量的幅值; ψ 为桨叶 1 的空间位置角。根据 m 的取值不同,可以分为 3 种情况进行讨论,即 $m=3k-1, 3k, 3k+1$ 。

当 $m=3k-1$ (k 为自然数) 时,将式(11)和式(8)代入式(9),可以得到轮毂固定坐标系下的俯仰弯矩和偏航弯矩的表达式为:

$$\begin{aligned} M_{\text{tilt}}^{(3k-1)} &= A_m \sin(3k\psi) \\ M_{\text{yaw}}^{(3k-1)} &= -A_m \cos(3k\psi) \end{aligned} \quad (12)$$

当 $m=3k$ 时,有:

$$\begin{aligned} M_{\text{tilt}}^{(3k)} &= 0 \\ M_{\text{yaw}}^{(3k)} &= 0 \end{aligned} \quad (13)$$

当 $m=3k+1$ 时,有:

$$\begin{aligned} M_{\text{tilt}}^{(3k+1)} &= -A_m \sin(3k\psi) \\ M_{\text{yaw}}^{(3k+1)} &= A_m \cos(3k\psi) \end{aligned} \quad (14)$$

由上述表达式可知,桨叶旋转坐标系下 M_z 的 $(3k-1)p$ 和 $(3k+1)p$ 次频率分量在轮毂静止坐标系下会变成 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的 $3kp$ 次频率分量,而桨叶旋转坐标系下 M_z 的 $3kp$ 次频率分量在轮毂旋转坐标系下会相互抵消,不产生 M_{tilt} 和 M_{yaw} 。具体地,旋转坐标系下 M_z 的 $1p$ 次频率分量会变成 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的 $0p$ 次频率分量,旋转坐标系下 M_z 的 $2p$ 和 $4p$ 次频率分量会变成 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的 $3p$ 次频率分量,旋转坐标系下 M_z 的 $5p$ 和 $7p$ 次频率分量会变成 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的 $6p$ 次频率分量,依此类推。考虑到变桨距执行结构变桨速率有限,当 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的频率太高时,无法通过独立变桨距进行控制,反而会增加变桨距执行机构的疲劳,因此,一般只考虑抑制 M_{tilt} 和 M_{yaw} 的 $0p$ 和 $3p$ 次频率分量。

2.2 PI-R 独立变桨控制设计

由式(10)可知,独立变桨距控制器设计可以简化地看作是 2 个独立的 SISO 控制问题。采用传统的 PI 独立变桨控制算法可以有效抑制不平衡载荷的低频分量,但是对于高频分量 ($3p$ 等) 则无能为力,甚至会增大 $3p$ 次频率分量。因此往往需要设计低通滤波器,将 $3p$ 次频率分量滤除^[14]。本文提出了

一种 PI-R 独立变桨距控制算法,其中 PI 控制器用于抑制不平衡载荷的低频分量,而 R 控制器用于抑制不平衡载荷的 $3p$ 次频率分量,从而进一步降低风轮所承受的不平衡载荷。

本文采用的控制系统的控制框图如图 1 所示。控制系统分为两部分:转速/功率控制器通过统一变桨距以及发电机电磁转矩控制,对风轮转速 Ω 和电磁转矩 T_e 进行调节;独立变桨距控制器则通过调节各桨叶桨距角,降低风轮所承受的不平衡载荷。2 个控制器输出的桨距角指令信号相叠加作为整个控制系统的桨距角控制指令值。

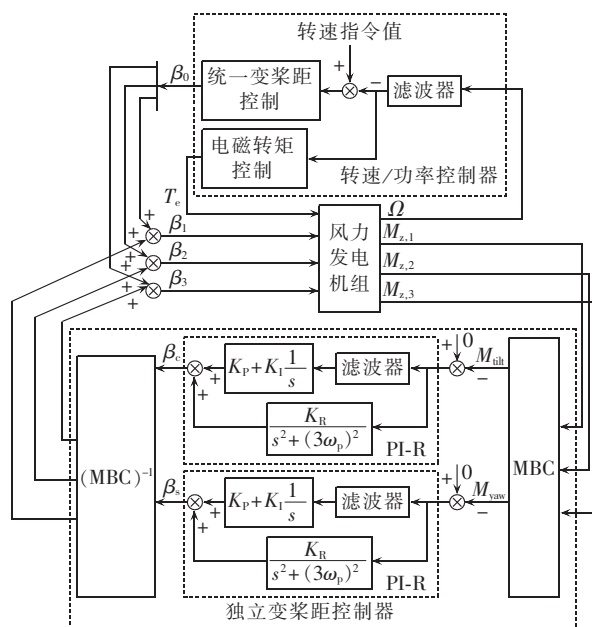


图 1 独立变桨系统控制框图

Fig.1 Block diagram of individual pitch control system

由图 1 可见,独立变桨距控制器基于各桨叶根部挥舞弯矩测量值,经过 MBC 变换后得到俯仰弯矩和偏航弯矩,然后以 0 作为给定值,采用 PI-R 控制器分别对俯仰弯矩和偏航弯矩进行控制,PI-R 控制器输出的指令值再经过 MBC 反变换后得到独立变桨距控制器输出的各桨叶角指令值。其中 PI-R 控制器由两部分并联组成:一部分经过低通滤波器后,由 PI 控制器对低频分量进行控制;另一部分由 R 控制器对 $3p$ 次频率分量进行控制。对于风电机组而言,桨叶主要疲劳载荷的频率分量均为低频分量。对于高频分量的抑制,不但不会有效降低桨叶疲劳载荷,还会大幅提升变桨距执行机构的动作速率,对执行机构自身造成不必要的疲劳载荷,因此需要在 PI 控制器前端串联低通滤波器。R 控制器本身对输入信号特定频率的分量有很大的控制增益,对于输入的其他频率分量的增益则非常小(参见图 2),所以在其前端不需要串联滤波器。R 控制器的传递函数可以表示为:

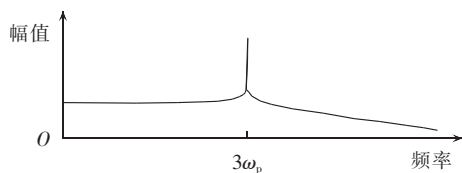


图 2 谐振控制器的幅频特性

Fig.2 Amplitude-frequency characteristic of resonator controller

$$G_R(s) = \frac{K_R s}{s^2 + (3\omega_p)^2} \quad (15)$$

其中, K_R 为 R 控制器增益; ω_p 为风轮旋转频率。该控制器在频率为 $3\omega_p$ 处的增益为无穷大, 其幅频特性如图 2 所示。图 2 中频率的单位为 rad/s, 幅值的单位为 dB。对 $3p$ 分量而言, R 控制器相当于是一个积分器, 可对其进行幅值积分, 进而实现无静差控制, 有效抑制 $3p$ 分量。

在实际系统中, 在特定频率增益过大可能会带来系统稳定性问题, 同时轮毂载荷在 $3p$ 次频率附近的部分也不能忽略, 因此采用非理想 R 控制器:

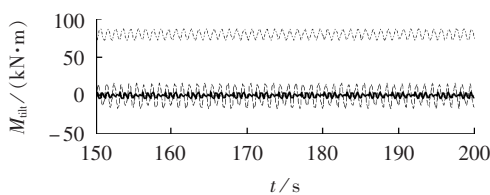
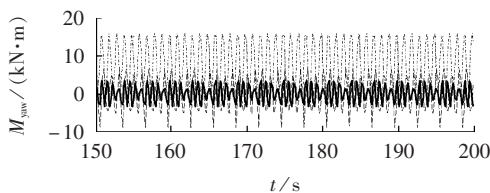
$$G_R(s) = \frac{2K_R\omega_c s}{s^2 + 2\omega_c s + (3\omega_p)^2} \quad (16)$$

其中, 比例增益 K_R 与峰值处增益呈正比; 旋转频率 ω_p 与风机额定转速相关; 剪切频率 ω_c 对应带宽可近似为 ω_c/π , 剪切频率越大, 谐振峰越宽, 谐振频率处增益越小。在本文的仿真实验中, 取非理想 R 控制器参数为: $K_R = -2 \times 10^{-5}$, $3\omega_p = 3.8$ Hz, 在设计带宽为 0.4 Hz 时, 可得 $\omega_c = 1.26$ Hz。

3 仿真结果

本文采用美国国家能源实验室 NREL(National Renewable Energy Laboratory)开发的 FAST 软件对所提出的控制算法进行仿真验证。所采用的风机模型是 1.5 MW 的三桨叶水平轴风机, 其主要参数如下: 额定转子转速为 20 r/min, 额定功率为 1.5 MW, 切入风速为 3 m/s, 额定风速为 12 m/s, 切出风速为 25 m/s, 桨叶半径为 35 m, 塔架高度为 82.39 m, 转子转动惯量为 $2962.44 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$, 发电机转动惯量为 $53.036 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$, 齿轮箱变比为 87.965。变桨距执行机构建模为一阶惯性环节, 时间常数为 0.25 s, 桨距角最大变化速率为 $15^\circ/\text{s}$ 。风速模型由 NREL 开发的 TurbSim 软件生成, 仿真中采用 IEC61400-1 标准, Kaimal 功率谱模型, 平均风速为 14 m/s, 风剪切系数为 0.2。

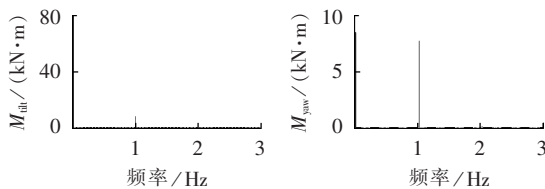
稳态风速下不同控制算法的时域仿真波形如图 3 所示, 其对应的频域分析如图 4 所示。其中风轮的额定转速为 20 r/min, 则风轮旋转频率为 $1/3$ Hz。由仿真结果可见, 在稳态风速下, 只采用统一变桨距对转速或功率进行控制时, 轮毂俯仰弯矩和偏航弯矩

(a) 轮毂的俯仰弯矩 M_{th} (b) 轮毂的偏航弯矩 M_{yw}

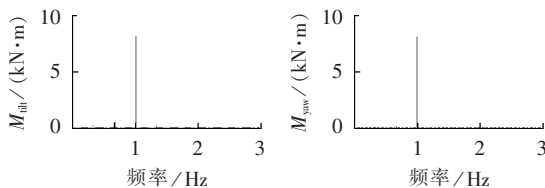
--- 统一变桨距, — PI 独立变桨距, — PI-R 独立变桨距

图 3 稳态风速下不同控制算法的仿真结果

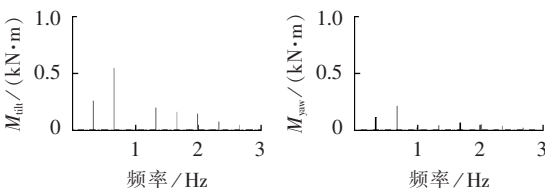
Fig.3 Simulative results of different control algorithms under steady wind speed



(a) 统一变桨距



(b) PI 独立变桨距



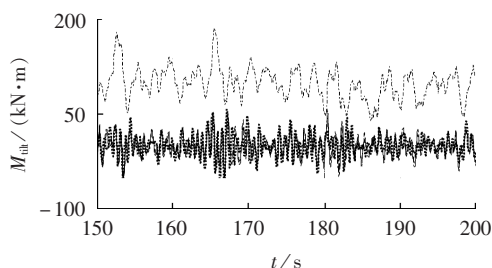
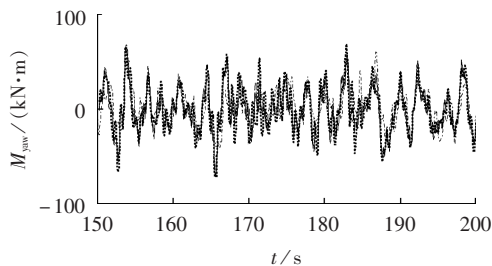
(c) PI-R 独立变桨距

图 4 稳态风速下轮毂俯仰弯矩和偏航弯矩的 FFT 分析

Fig.4 FFT analysis of tilt and yaw moments for hub under steady wind speed

主要含有较大的 $0p$ 和 $3p$ 分量, 其他频率分量非常小。由于风速在垂直方向上剪切效应明显, 因此轮毂承受的俯仰弯矩要大于偏航弯矩。采用传统的 PI 独立变桨距控制可以有效降低 $0p$ 分量, 但是对 $3p$ 分量没有作用。而采用本文提出的 PI-R 独立变桨距控制, 可以同时抑制 $0p$ 和 $3p$ 分量。

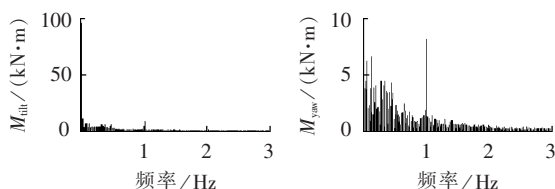
10% 湍流风速下不同控制算法的时域仿真波形如图 5 所示, 其对应的频域分析如图 6 所示, 加入了采用线性二次高斯 LQG(Linear Quadratic Gaussian)独立变桨控制^[6]的仿真结果。在湍流风速作用下, 轮毂

(a) 轮毂的俯仰弯矩 M_{th} (b) 轮毂的偏航弯矩 M_{yaw}

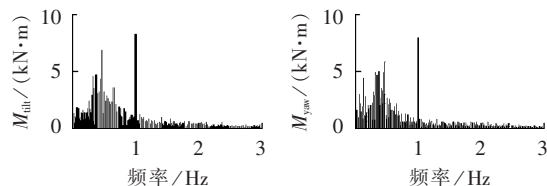
--- 统一变桨距, — PI 独立变桨距
— LQG 独立变桨距, PI-R 独立变桨距

图 5 10% 湍流风速下不同控制算法的仿真波形

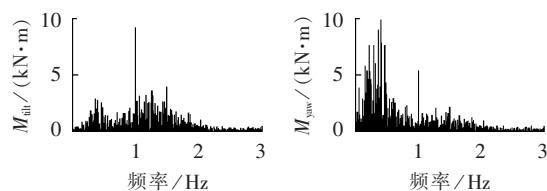
Fig.5 Simulative results of different control algorithms under 10% turbulent wind speed



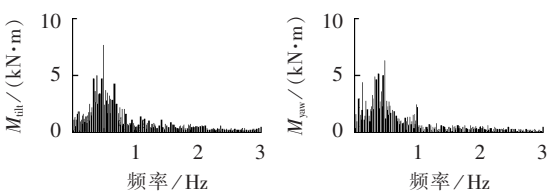
(a) 统一变桨距



(b) PI 独立变桨距



(c) LQG 独立变桨距



(d) PI-R 独立变桨距

图 6 10% 湍流风速下轮毂俯仰弯矩和偏航弯矩的 FFT 分析
Fig.6 FFT analysis of tilt and yaw moments for hub under 10% turbulent wind speed

俯仰弯矩和偏航弯矩除含有较大的 $0p$ 和 $3p$ 分量外,还含有较多的其他随机频率的分量。与稳态风速的仿真结果相似,PI 与 LQG 控制算法只能抑制低频分量,而 PI-R 控制算法不仅可以抑制低频分量,而且可以抑制 $3p$ 分量。但是受其他随机频率分量的干扰,PI-R 控制算法对 $3p$ 分量的控制效果比稳态风速下的控制效果要差。这些随机频率的分量主要是由随机的风况造成的。因此对于随机分量的抑制,需要基于更加准确的风速测量技术。篇幅所限,这一部分内容不在本文的讨论范畴中,具体请参见文献[16]。

4 结论

本文基于对风轮所承受的不平衡载荷频率特性的分析,提出了一种用于降低风轮所承受不平衡载荷的 PI-R 独立变桨距控制算法,其中 PI 控制器用于抑制不平衡载荷的低频分量,而 R 控制器用于抑制高频分量。采用 FAST 软件进行时域仿真,并对仿真结果进行频域分析,验证了控制策略的有效性。仿真结果表明,所提控制算法在传统 PI 控制算法的基础上,进一步降低了风轮所承受的不平衡载荷,从而有助于提高风电机组设备的可靠性,延长其使用寿命。

参考文献:

- [1] 刘桦. 风电机组系统动力学模型及关键零部件优化研究[D]. 重庆:重庆大学,2009.
LIU Hua. Study on systematic dynamic model and key part optimization analysis for wind turbine[D]. Chongqing:Chongqing University,2009.
- [2] 接劼. 风力发电机组载荷控制的研究[D]. 乌鲁木齐:新疆农业大学,2006.
JIE Meng. The research of load control in wind turbine[D]. Urumchi:Xinjiang Agricultural University,2006.
- [3] 王晓东. 大型双馈风电机组动态载荷控制策略研究[D]. 沈阳:沈阳工业大学,2011.
WANG Xiaodong. Research on dynamic load control strategy of large scale double feed wind turbine [D]. Shenyang:Shenyang University of Technology,2011.
- [4] BOSSANYI E A. Wind turbine control for load reduction[J]. Wind Energy,2003,6(3):229-244.
- [5] 李辉,杨超,胡姚刚,等. 抑制风力机疲劳载荷的直接比例谐振独立变桨控制策略[J]. 电力自动化设备,2016,36(3):79-85.
LI Hui,YANG Chao,HU Yaogang,et al. Direct PR individual pitch control for wind turbine fatigue load mitigation[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(3):79-85.
- [6] BOSSANYI E A. Individual blade pitch control for load reduction[J]. Wind Energy,2003,6(2):119-128.
- [7] 林勇刚,李伟,陈晓波,等. 大型风力发电机组独立桨叶控制系统[J]. 太阳能学报,2005,26(6):780-786.
LIN Yonggang,LI Wei,CHEN Xiaobo,et al. The research on large scale wind turbine individual blade pitch control system [J]. Acta Energiæ Solaris Sinica,2005,26(6):780-786.

- [8] LARSEN T J,MADSEN H A,THOMSEN K. Active load reduction using individual pitch,based on local blade flow measurements [J]. Wind Energy,2005,8(1):67-80.
- [9] STOL K A,ZHAO W,WRIGHT A D. Individual blade pitch control for the Controls Advanced Research Turbine(CART)[J]. Journal of Solar Energy Engineering,2006,128(4):498-505.
- [10] BIR G. Multi-blade coordinate transformation and its application to wind turbine analysis[R]. Reno,Nevada,USA:NREL, 2008.
- [11] ENGELEN T G V,HOOFT E L V D. Individual pitch control inventory[R]. [S.l.]:ECN,2005.
- [12] 龚文明,胡书举,许洪华. 一种适用于大型风电场实时仿真的双馈风力发电机响应模型[J]. 电力自动化设备,2014,34(4):114-119.
- GONG Wenming,HU Shuju,XU Honghua. Response model of DFIG for real-time simulation of large-scale wind farms [J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(4):114-119.
- [13] ENGELEN T G V. Design model and load reduction assessment for multi-rotational mode individual pitch control (higher harmonics control)[R]. Athens,Greece:ECN,2006.
- [14] BOSSANYI E A. Further load reductions with individual pitch control[J]. Wind Energy,2005,8(4):481-485.
- [15] KANEV S K,ENGELEN T G V. Exploring the limits in individual pitch control[R]. Marseille,France:ECN,2009.
- [16] BURTON T,SHARPE D,JENKINS N,et al. Wind energy handbook[M]. [S.l.]:John Wiley & Sons,2001:385-416.

作者简介:



杨文韬(1988—),男,甘肃兰州人,博士研究生,从事新能源技术、风机控制策略、电力拖动及运动控制方面的研究(E-mail: ywt11@mails.tsinghua.edu.cn)。

PI-R individual pitch control for large-scale wind turbine

YANG Wentao¹,GENG Hua¹,XIAO Shuai²,YANG Geng¹

(1. Department of Automation,Tsinghua University,Beijing 100084,China;

2. Beijing Institute of Control Engineering,Beijing 100190,China)

Abstract: A PI-R(Proportional-Integral-Resonance) individual pitch control strategy is proposed to reduce the unbalanced loads of wind turbine. Its controller consists of two parts:PI controller and R controller. The former is used to restrain the 1p(multiples of the rotor rotating frequency) component of the unbalanced loads while the latter the 2p and 4p components. The proposed control strategy is simulated with FAST software and the simulative results show that,the high-frequency unbalanced loads exerted on the wind turbine based on the traditional PI control is further reduced by the PI-R control.

Key words: wind turbines; individual pitch control; unbalanced load; fatigue load; proportional-integral-resonant control