

独立变桨距控制策略研究

邢作霞, 陈雷, 孙宏利, 王哲

(沈阳工业大学风能技术研究所, 辽宁省 沈阳市 110023)

Strategies Study of Individual Variable Pitch Control

XING Zuoxia, CHEN Lei, SUN Hongli, WANG Zhe

(Wind Energy Institute, Shenyang University of Technology, Shenyang 110023, Liaoning Province, China)

ABSTRACT: In order to solve the coupling among the multi-input and multi-output signals in the thesis, multivariable control technology of individual pitch was researched. Feed forward-feedback linear quadratic gaussian function (LQG) optimal control with coleman filter was established, and loads were compared among the collective pitch control, scalar PI control of the individual pitch control and multivariable LQG control of the individual pitch control. The result shows that the LQG optimal individual pitch control has better effect of reducing loads than the unified pitch control and conventional PI control of the individual pitch control, so it is more suitable for large-scale wind turbine.

KEY WORDS: individual pitch; control strategies; coupling; multivariable control; feed forward-feedback linear quadratic gaussian function optimal control; coleman filter; load

摘要:为解决独立变桨距控制多输入多输出信号之间的耦合问题,侧重于研究独立变桨距的多变量控制技术。建立带卡尔曼滤波器的前馈-反馈线性二次高斯函数(linear quadratic gaussian function, LQG)最优控制,并对统一变桨距控制、独立变桨距控制的标量比例积分(proportional-integral, PI)控制、独立变桨距控制的多变量LQG控制3种情况下的载荷进行对比。结果表明:LQG最优独立变桨距控制比统一变桨距控制和传统的PI独立变桨距控制具有更好的减载效果,更适合大型风力发电机组。

关键词:独立变桨距;控制策略;耦合;多变量控制;前馈-反馈线性二次高斯函数(linear quadratic gaussian function, LQG)最优控制;卡尔曼滤波器;载荷

基金项目:“十一五”国家科技支撑计划重大项目(2006BAA01A03);“风电机组独立变桨距机构控制策略试验平台”,辽宁省教育厅(2008S169)。

Key Project of the National Eleventh-Five Year Research Program of China (2006BAA01A03); Test Platform of the Wind Turbine Individual Pitch Control Strategy, Education Department of Liaoning Province (2008S169).

0 引言

风力发电是可再生能源中技术最成熟、最具规模开发条件和商业化发展前景的发电方式之一。变桨距风力发电机组符合大型风力发电机组的发展趋势,因此代替定桨距风力发电机组逐渐占据市场主导地位^[1],其与定桨距风力发电机组相比,可以在额定风速以上依靠桨叶桨距角度的调节,限制输出功率在额定值附近。

目前,国内外风电变桨距控制主要有2种方法,即统一变桨距控制(collective pitch control, CPC)和独立变桨距控制(individual pitch control, IPC)。独立变桨距控制是近几年在统一变桨距的基础上发展起来的,可以有效地解决统一变桨中水平轴风机由于风切效应、塔影效应等不可避免的干扰因素引起的桨叶和塔架等部件的载荷在时间和空间上的不均匀问题,从而减少叶片疲劳损害的可能性,稳定输出功率^[2]。

传统的IPC大多是基于多叶片协调变换的标量控制方法,采用3套独立变桨距闭环控制回路:从统一变桨距角到风轮转速的转速控制;从偏航方向的桨距角到偏航力矩的转矩控制;从俯仰方向桨距角到俯仰角的载荷控制。这种基于单输入单输出系统(single input single output, SISO)控制理论的控制方法忽略了各信号之间的耦合作用。风电机组在自然风条件下运行时,由于作用在风电机组叶片上的空气动力、惯性力和弹性力等交变载荷,就会使弹性振动体叶片和塔架产生耦合振动,其振动形式主要有2种,风轮叶片摆振与塔架侧向弯曲耦合振动,风轮叶片挥舞与塔架前后弯曲耦合振动。当叶片的旋转频率接近耦合的固有频率时会出现共振现象,

产生较大的动应力,导致结构的疲劳破坏,缩短整机的使用寿命,直接影响风力发电机组的性能和稳定性。在这种情况下,要采用一种考虑到这种耦合的控制设计方法^[3-17]。因此,本文侧重于风力发电机组独立变桨控制系统的多变量控制技术研究。

1 独立变桨距系统

1.1 电动变桨距系统

变桨距系统一般分为统一控制和独立控制方式。统一变桨距控制即机组所有桨叶都由1个执行机构驱动,桨叶桨距角变化相同。独立变桨距控制将桨叶负载分别由单一的执行机构承担,一般都采用电机执行方式。电动变桨距系统采用3个桨叶分别带有独立的电动变桨距系统,包括回转支承,减速装置和伺服电动机及其驱动器等^[18-20]。图1是电驱动变桨距结构图,其中只画出了1个桨叶的电动变桨距的结构,其他2个桨叶与此完全相同。

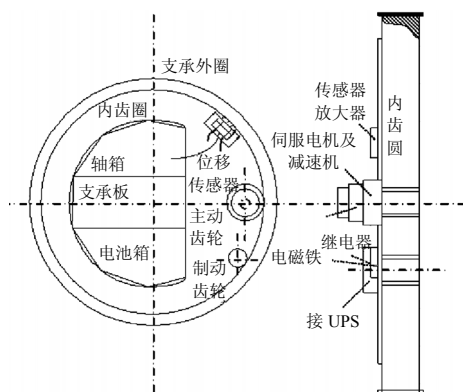


图1 电动变桨距结构图

Fig. 1 Structural map of electric pitch

1.2 桨距对载荷的影响

作用在轮毂(风轮)上的载荷包括转矩、轴向力、偏航力矩和俯仰力矩。图2是变桨距载荷分布曲面, $\beta(^{\circ})$ 为桨距角, $\theta(^{\circ})$ 为方位角, $T_1(\text{N}\cdot\text{m})$ 为载荷。从图2可以看出,不同的桨距角,不同的位置,载荷

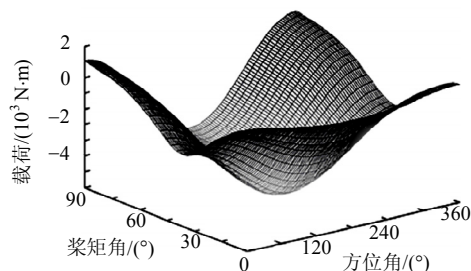


图2 变桨距载荷分布曲面

Fig. 2 Load distribution surface of variable pitch

的变化很大,可知变桨距对载荷影响很大。

2 多变量LQG控制策略

多变量或多输入多输出(multiple input multiple output, MIMO)系统是指1个包含多个输入(或多个输出)的系统。一般来说,任何系统的输出信号都会受到干扰信号的影响。因此控制器设计中必须考虑干扰抑制问题。常用的干扰抑制方法是利用2范数或 ∞ 范数设计控制器,最大程度地减小误差信号和输出信号之间的传递函数,以减小干扰对输出信号的影响。

考虑多变量系统

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + B_1 w(t) + B_2 u(t) \\ z(t) = C_1 x(t) + D_{11} w(t) + D_{12} u(t) \\ y(t) = C_2 x(t) + D_{21} w(t) + D_{22} u(t) \end{cases} \quad (1)$$

式中: $w(t)$ 为广义扰动信号,由随机干扰信号 $d(t)$, 给定信号 $r(t)$, 测量噪声信号 $n(t)$ 组成; $z(t)$ 为评价信号; $u(t)$ 为控制输入, $y(t)$ 为输出。

由系统状态空间描述式(1),可得广义对象描述为

$$\begin{bmatrix} z \\ y \end{bmatrix} = P \begin{bmatrix} w \\ u \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} \\ P_{21} & P_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w \\ u \end{bmatrix} \quad (2)$$

其中

$$P = \begin{bmatrix} A & B_1 & B_2 \\ C_1 & D_{11} & D_{12} \\ C_2 & D_{21} & D_{22} \end{bmatrix} \quad (3)$$

若至少存在一个可使 P 稳定的控制器 K , 则 P 称为广义被控对象(如图3), 即至少 (AB_2) 是可稳定的, 且 (AC_2) 是可观测的。

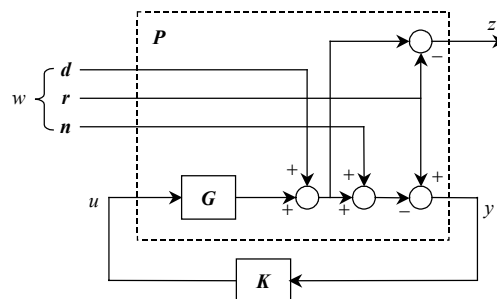


图3 考虑干扰的反馈控制系统框图

Fig. 3 Block diagram of feedback control system with disturbances

由“低阶线性分式变换”(low-level linear fractional transformation, LLFT)

$$N = F_l(P, K) \quad (4)$$

可得包括广义对象 P 和控制器 K 的整个闭环系统 N 描述为

$$N = P_{11} + P_{12}K(I - P_{22}K)^{-1}P_{21} =: F_l(P, K) \quad (5)$$

H_2 最优控制问题的目的是设计稳定的控制器 K , 使评价信号 $z(t)$ 的代价函数最小化。

$$\|N(s)\|_2 = \sqrt{\int_{-\infty}^{\infty} \text{tr}[N(j\omega)N(j\omega^H)]d\omega} \quad (6)$$

LQG 问题是 H_2 最优控制的特例。假设随机过程

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax + Bu + w_d \\ y = Cx + w_d \end{cases} \quad (7)$$

LQG 最优控制是通过减小式(6)所给出的 2 范数, 来设计控制器 K , 其中闭环系统的干扰输入 ω 为单位高斯白噪声, 则

$$z(s) =: F_l(P, K)\omega(s) \quad (8)$$

3 线性定常系统模型

本文研究对象为 sut-3000 型风力发电机的简化线性模型。为了实现线性控制器的设计, 应通过变换多叶片坐标系下的风轮结构和气动自由度来消除上述方程中的周期性系数, 进而将该时变模型转化为线性定常模型。

基于方位角 ψ 的运动方程中, 除了转速 Ω 之外, 并不包括风轮叶片和风轮轴的状态变量。因为转速 Ω 具有同轴方向, 不需要转换。而拍打弯矩、俯仰角度、叶片的有效风速则为需要变换的变量。该变换是通过卡尔曼(Coleman)变换矩阵 P 完成的。Coleman 变换矩阵 P 将旋转坐标系 p 变换到多叶片坐标系 p_{cm} 。

利用 Coleman 变换将风机的周期模型转换为线性模型。如果由该线性模型, 可导出风轮转速 $\Omega(t)$ 、多叶片坐标系中拍打力矩的俯仰分量 M_{z2}^{cm} 和偏航分量 M_{z3}^{cm} 的解耦传递函数, 则可实现多叶片坐标系中每个桨距角 $\theta_i^{cm}(t)$ 的独立 LTI 控制器设计。

线性定常模型:

$$J \cdot \dot{\Omega} = -3h_{M_x} \dot{x}_{fa} + 3k_{M_z} \theta_1^{cm} + 3h_{M_x} \tilde{u}_1^{cm} - T_g \quad (9)$$

$$\begin{aligned} m_{tw} \ddot{x}_{fa} = & -s_{tw} x_{fa} - (d_{tw} + 3h_{F_x} - \frac{81R_b}{32H^2} h_{M_z}) \dot{x}_{fa} + \\ & 3k_{F_x} \theta_1^{cm} + \frac{9}{4H} k_{M_z} \theta_2^{cm} + 3h_{F_x} \tilde{u}_1^{cm} + \frac{9}{4H} h_{M_z} \tilde{u}_2^{cm} \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} m_{tw} \ddot{x}_{sd} = & \frac{3}{2H} T_g - \frac{27R_b}{16H} h_{F_z} \dot{x}_{fa} - \frac{3}{2} k_{F_z} \theta_2^{cm} - \\ & 3h_{F_z} \tilde{u}_2^{cm} / 2 - s_{tw} x_{sd} - d_{tw} \dot{x}_{sd} \end{aligned} \quad (11)$$

且:

$$M_{z1}^{cm} = -h_{M_z} \dot{x}_{fa} + k_{M_z} \theta_1^{cm} + h_{M_z} \tilde{u}_1^{cm} \quad (12)$$

$$M_{tilt} = -h_{M_z} \frac{27R_b}{16H} \dot{x}_{fa} - \frac{3}{2} k_{M_z} \theta_2^{cm} - \frac{3}{2} h_{M_z} \tilde{u}_2^{cm} \quad (13)$$

$$M_{yaw} = \frac{3}{2} k_{M_z} \theta_3^{cm} + \frac{3}{2} h_{M_z} \tilde{u}_3^{cm} \quad (14)$$

式中: x_{fa} 为塔架的俯仰方向位移; x_{sd} 为侧向位移; T_g 为发电机转矩; s_{tw} 为塔架的弹性系数; d_{tw} 为塔架的阻尼系数; u^{cm} 为 Coleman 坐标系下风速。

设系统状态变量为 $x = [\Omega \ x_{fa} \ \dot{x}_{fa} \ x_{sd} \ \dot{x}_{sd}]^T$; 输出变量为 $y = [\Omega \ M_{z1}^{cm} \ M_{tilt} \ M_{yaw}]^T$; 控制变量为 $u = [\tilde{u}_1^{cm} \ \tilde{u}_2^{cm} \ \tilde{u}_3^{cm} \ \theta_1^{cm} \ \theta_2^{cm} \ \theta_3^{cm} \ T_g]^T$ 。

则系统的状态方程和输出方程分别为:

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) \quad (15)$$

$$y(t) = Cx(t) + Du(t) \quad (16)$$

其中:

$$\begin{aligned} A = & \begin{bmatrix} 0 & 0 & -3h_{M_x}/J & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{s_{tw}}{m_{tw}} - \frac{[d_{tw} + 3h(F_x) - \frac{81R_b}{32H^2} h_{M_z}]}{m_{tw}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{27R_b}{16H} h_{F_z} & -\frac{s_{tw}}{m_{tw}} & -\frac{d_{tw}}{m_{tw}} & 0 \end{bmatrix}; \\ B = & \begin{bmatrix} \frac{3h_{M_z}}{J} & 0 & 0 & \frac{3k_{M_z}}{J} & 0 & 0 & -\frac{1}{J} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{3h_{F_x}}{m_{tw}} & \frac{9}{4H} h_{M_z} & 0 & \frac{3k_{F_x}}{m_{tw}} & \frac{9}{4H} k_{M_z} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2} h_{F_z} & 0 & 0 & -\frac{3}{2} k_{F_z} & 0 & \frac{3}{2H} \end{bmatrix}; \\ C = & \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -h_{M_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{27R_b}{16H} h_{M_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \end{aligned}$$

$$D = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ h_{M_z} & 0 & 0 & k_{M_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2}h_{M_z} & 0 & 0 & -\frac{3}{2}k_{M_z} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3}{2}h_{M_z} & 0 & 0 & \frac{3}{2}k_{M_z} & 0 \end{bmatrix};$$

R_b 为风轮叶片半径; J 为风轮转动惯量; H 为塔架高度; m_{tw} 为塔顶等效质量。

4 系统构成

4.1 IPC 的多变量控制

IPC 的多变量控制包括基于风轮俯仰和偏航力矩转换到统一桨距角 θ_i^{cm} 的最优 LQG 反馈控制器和基于统一叶片风速信号估计对统一变桨距信号进行调节的前馈扰动控制器。

4.2 LQG 最优状态反馈控制器设计

风机模型有 2 个已知的输入 (θ_2^{cm} 和 θ_3^{cm}) 和 2 个未知的输入 (u_2^{cm} 和 u_3^{cm})。风机的状态空间模型为

$$\begin{cases} \mathbf{x}_{wt}(k+1) = \mathbf{A}_{wt}\mathbf{x}_{wt}(k) + \mathbf{B}_{wt,\theta}\theta_{23}^{cm}(k) + \\ \quad \mathbf{B}_{wt,u}u^{cm}(k) + \mathbf{w}_{wt}(k) \\ \mathbf{y}_{wt}(k) = \mathbf{C}_{wt}\mathbf{x}_{wt}(k) + \mathbf{D}_{wt,\theta}\theta_{23}^{cm}(k) + \\ \quad \mathbf{D}_{wt,u}u^{cm}(k) + \mathbf{v}(k) \end{cases} \quad (17)$$

式中: u^{cm} 为带有已知矩阵 $\mathbf{B}_{wt,u}$ 的未知输入。许多随机过程可以通过利用白噪声驱动线性系统的方法来产生。用下面的普通随机游走状态空间方程来描述未知的输入风信号

$$\begin{cases} \mathbf{z}(k+1) = \Phi\mathbf{z}(k) + \mathbf{w}_z(k) \\ \mathbf{u}(k) = \Gamma\mathbf{z}(k) \end{cases} \quad (18)$$

为了实现由式(18)描述风速信号获得随机游走模型 $u^{cm}(k)=u^{cm}(k-1)+w_z(k-1)$, 需要确定协方差 Q_z 为 0.1 的恒值矩阵 Φ 和 Γ 。结合式(17)和式(18)可构成描述整个风力发电系统的增广状态空间方程

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_{wt}(k+1) \\ \mathbf{z}(k+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{wt} & \mathbf{B}_{wt,u}\Gamma \\ \mathbf{0} & \Phi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_{wt}(k) \\ \mathbf{z}(k) \end{bmatrix} + \\ \quad \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{wt,\theta} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \theta^{cm}(k) + \begin{bmatrix} \mathbf{w}_{wt}(k) \\ \mathbf{w}_z(k) \end{bmatrix} \\ \mathbf{y}_{wt}(k) = [\mathbf{C}_{wt} \quad \mathbf{0}] \begin{bmatrix} \mathbf{x}_{wt}(k) \\ \mathbf{z}(k) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{wt,\theta} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \theta^{cm}(k) + \mathbf{v}(k) \end{cases} \quad (19)$$

式中: $\mathbf{x}_{wt}(k)$ 和 $\mathbf{z}(k)$ 由卡尔曼滤波器来估计。信号 $\hat{\mathbf{u}}_{cm}(k)$ 可通过估计状态 $\hat{\mathbf{z}}(k)$, 通过式(18)获得。

可以证明式(19)所描述的系统是可观测的。因此, 风力发电机组的无偏估计可由卡尔曼滤波器来实现。式(19)中的增广系统是可观测的, 但不是可控的。由于采用的是随机游走模型, 该子空间也是不稳定的。因此, 增广风机控制增益的数量增加了 1 倍。与叶片载荷相关的风电机组子系统可由 2 个传递函数给出, 1 个是由桨距角引起的, 另外 1 个与风扰动相关, 如图 4 所示。

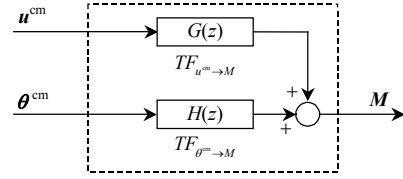


图4 与 Coleman 力矩相关的风电机组传递函数的方框图

Fig. 4 Block diagram scheme for the wind turbine transfer functions related to Coleman moments

桨距角和力矩之间的传递函数的状态空间描述为

$$\begin{cases} \mathbf{x}_{wt}(k+1) = \mathbf{A}_{wt}\mathbf{x}_{wt}(k) + \mathbf{B}_{wt,\theta}\theta^{cm}(k) + \\ \quad \mathbf{B}_{wt,u}u^{cm}(k) \\ \mathbf{y}_{wt}(k) = \mathbf{C}_{wt}\mathbf{x}_{wt}(k) + \mathbf{D}_{wt,\theta}\theta^{cm}(k) + \\ \quad \mathbf{D}_{wt,u}u^{cm}(k) + \mathbf{v}(k) \end{cases} \quad (20)$$

式中: 状态变量 \mathbf{x}_{wt} 包括风电机组模型、转矩控制器和变桨距控制器的状态变量, 输入为 $\theta_{23}^{cm} = [\theta_2^{cm} \quad \theta_3^{cm}]^T$, 扰动输入为 $\mathbf{u}^{cm} = [u_1^{cm} \quad u_2^{cm} \quad u_3^{cm}]^T$, 测量输出为 $\mathbf{y} = [M_{\text{tilt}}, M_{\text{yaw}}]$, 假设风轮俯仰和偏航力矩可测, 之后可以通过 Coleman 将其分解为 M_{tilt} 和 M_{yaw} 。 $\mathbf{v} \in \mathbf{R}^2$ 为零均值白噪声信号经协方差矩阵 $\mathbf{Q}_v = \mathbf{Q}_v^T > 0$ 处理后的风速信号。

最优化 LQG 控制器包括 1 个线性二次调节器 (LQR) 和 1 个卡尔曼滤波器。卡尔曼滤波器用来估计系统的状态。估计得到的状态变量 $\hat{\mathbf{x}}_{wt}(k)$ 用于 LQR 控制器的设计, 而风速估计信号 $\hat{\mathbf{u}}_{cm}(k)$ 则用于前馈控制器设计。

用以减载的 LQR 反馈控制律为

$$\theta^{cm}(k) = -\mathbf{K}_{LQG}\mathbf{x}(k) \quad (21)$$

式中, 增益 \mathbf{K}_{LQG} 采用下述标准二次型最优化方法进行选取:

$$J = \sum_{k=0}^{\infty} [\mathbf{x}(k)^T \mathbf{Q} \mathbf{x}(k) + \theta^{cm}(k)^T \mathbf{R} \theta^{cm}(k)] \quad (22)$$

4.3 前馈风速扰动抑制

前馈机制是用来抑制扰动的, 即用来减小由风扰动引起的载荷。先利用卡尔曼滤波器来实现风速的无偏估计, 再设计风速前馈控制器来抑制风速的影响。前馈控制器 $F(z)$, 如图 5 所示。采用基于统一叶片风速信号估计 $\hat{u}_{23}^{\text{cm}}(k)$ 的前馈扰动补偿控制算法。

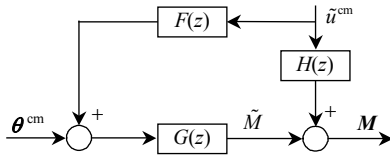


图 5 前馈控制器框图

Fig. 5 Block diagram scheme for feed forward controller

由图 5 可知:

$$y(k) = G(z)\theta_{23}^{\text{cm}}(k) + H(z)u^{\text{cm}}(k) + v(k) \quad (23)$$

$$y(k) = G(z)\theta_{23}^{\text{cm}}(k) + H(z)\tilde{u}^{\text{cm}}(k) + \tilde{v}(k) \quad (24)$$

在卡尔曼滤波器无偏估计的假设条件下有:

$$y(k) = G(z)\theta_{23}^{\text{cm}}(k) + H(z)\tilde{u}^{\text{cm}}(k) + \tilde{v}(k) \quad (25)$$

式中 $\tilde{v}(k)$ 为零均值随机函数。前馈控制器 $F(z)$ 为

$$F(z) = -H(z)G^{-1}(z) \quad (26)$$

可采用如下方法来确定由风扰动引起的叶片力矩的减载增益。考虑由式(17)和式(15)及式(16)给出的风机模型。通过进一步的研究发现, \tilde{u}_2^{cm} 和 \tilde{u}_3^{cm} 对系统状态的影响最小, 而且俯仰和偏航力矩之间实现了解耦。因此改变第二和第三 Coleman 域风的作用不会影响到系统的状态。对于该风机模型来说, 扰动抑制的动态前馈控制只是静态的增益。

由于偏航分量并不影响风机的状态, 因此补偿所需要的前馈增益只是静态增益, 也就简化了控制器的设计。风扰动引起的俯仰力矩的补偿所需要的前馈增益可按式(27)计算, 即

$$M_{\text{tilt}} = -h_{M_z} \frac{27R_b}{16H} \dot{x}_{\text{fa}} - \frac{3}{2}k_{M_z}\theta_2^{\text{cm}} - \frac{3}{2}h_{M_z}\tilde{u}_2^{\text{cm}} \quad (27)$$

就前馈控制器而言, 需要补偿的是由风扰动引起的载荷。因此理想的前馈增益应该使俯仰力矩 M_{tilt} (由 \tilde{u}_2^{cm} 引起) 减小到 0。因此:

$$0 = -\frac{3}{2}k_{M_z}\theta_2^{\text{cm}} - \frac{3}{2}h_{M_z}\tilde{u}_2^{\text{cm}} \quad (28)$$

$$\theta_2^{\text{cm}} = -\frac{h_{M_z}}{k_{M_z}}\tilde{u}_2^{\text{cm}} \quad (29)$$

同理, 可以得到偏航力矩 M_{yaw} 的前馈增益。偏航力矩受桨距角和风速偏航分量的影响, 因此

$$0 = \frac{3}{2}k_{M_z}\theta_3^{\text{cm}} + \frac{3}{2}h_{M_z}\tilde{u}_3^{\text{cm}} \quad (30)$$

$$\theta_3^{\text{cm}} = -\frac{h_{M_z}}{k_{M_z}}\tilde{u}_3^{\text{cm}} \quad (31)$$

4.4 带卡尔曼滤波器的前馈-反馈 LQG 最优控制

完整的前馈-反馈控制器的结构如图 6 所示。

图 7 所示为风机调速与独立变桨前馈-反馈控制系统的整体框图。

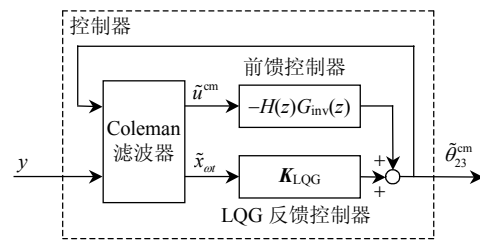


图 6 带卡尔曼滤波器的前馈-反馈 LQG 控制方案

Fig. 6 Complete feedforward-feedback LQG control scheme with Coleman filter

在多叶片坐标系中, 经低通滤波可得拍打力矩的俯仰分量 M_{z2}^{cm} 和偏航分量 M_{z3}^{cm} 。经图 6 所示的 LQG 变桨距控制器后得到桨距角分量 θ_2^{cm} 和 θ_3^{cm} 。

对控制信号 θ_2^{cm} 和 θ_3^{cm} 进行变换, 可得桨距角 θ_1 、 θ_2 和 θ_3 , 即

$$\begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin\psi_1 & \cos\psi_1 \\ \sin\psi_2 & \cos\psi_2 \\ \sin\psi_3 & \cos\psi_3 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_2^{\text{cm}} \\ \theta_3^{\text{cm}} \end{bmatrix} \quad (32)$$

5 仿真和试验

利用 MATLAB7.1 对控制机组模型进行仿真研究。以叶片有效风为输入信号, 分别对如下 3 种情况进行仿真对比。

情形 1: CPC;

情形 2: IPC 的标量 PI 控制;

情形 3: IPC 的多变量 LQG 控制。

该模型参数取自 3.0MW 风力发电机组(以下简称风机)。参数的测定是在湍流强度为 0.1, 风速为 18m/s, 风轮速度为 15r/min 和桨距角为 10°的情况下进行的。3MW 风机的气动载荷系数如表 1 所示。

由风机参数和表 1 中的气动载荷系数, 可求得系统的最优反馈 K_{LQG} 和卡尔曼滤波器的增益 K_f , 来实现 LQG 最优控制系统的仿真。

Fig. 7 Block diagram of the complete control structure

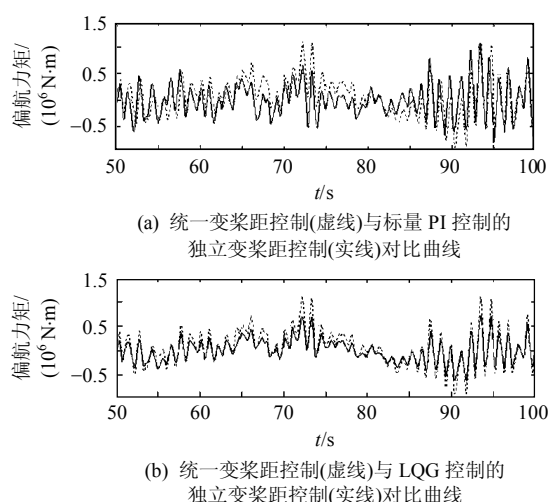


图 10 偏航力矩曲线

Fig. 10 Yaw moment curves

相比前两种系统在俯仰力矩的控制方面更有优势。

从图 10 (a)与图 10(b)所示不难看出, CPC 系统偏航力矩的幅值较大、波动剧烈; 带有积分控制的 IPC 系统偏航力矩波动情况较 CPC 系统而言有所改善, 但力矩幅值有所增加; 带有 LQG 的 IPC 系统偏航力矩幅值比带有积分控制的 IPC 系统小, 与 CPC 系统相比, 偏航力矩波动情况得到了显著改善, 也就是说, 带有 LQG 的 IPC 系统相比前两种系统更适用于偏航力矩的控制。

IPC 控制的目的是为了减小叶片的不平衡载荷, 从而减小在上述额定条件下的疲劳程度。因此有必要分析一下不同控制方法运行时的载荷标准差, 见表 2。可以看出, 这 2 种形式的 IPC 具有良好的减载能力, 可以减小近 25% 的整体载荷。

表 2 3 种控制器载荷模拟标准差结果

Tab. 2 Standard deviations results of three controllers load simulation

控制器	俯仰力矩标准差/(10 ⁶ N·m)	偏航力矩标准差/(10 ⁶ N·m)
CPC	21.48	22.14
PI 控制的 IPC	17.25(19.69%)	18.37(17.03%)
LQG 控制的 IPC	16.26(24.30%)	16.95(23.44%)

6 结论

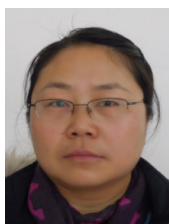
对 2 种独立桨距控制方法进行对比: 标量 PI 控制和 LQG 最优反馈-前馈控制。同时对各自的载荷减小结果进行分析。仿真结果表明, 在满载条件下, LQG 最优独立变桨距控制有高达 15% 到 25% 的减载效果。同时, LQG 最优独立变桨距控制比统一变桨距控制和传统的 PI 独立变桨距控制具有更

好的减载效果, 更适合大型风力发电机组。

参考文献

- [1] Trkhk S Z, Duran A. Progress and recent trends in wind energy[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2004, 30(5): 501-543.
- [2] 郭威. 大型风电机组变桨距系统设计及其智能控制方法研究[D]. 天津: 天津工业大学, 2007.
Guo Wei. The design of pitch control system for large scale wind turbine and the research on its intelligent control method[D]. Tianjin: Tianjin Polytechnic University, 2007(in Chinese).
- [3] Selvam K, Kan S, Wingerden J W, et al. Feedback-feedforward individual pitch control for wind turbine load reduction[J]. International Journal of Robust and Nonlinear Control, 2009, 19(1): 72-91.
- [4] Van Engelen T. Control design based on aero- hydro-servo-elastic linear models from TURBU (ECN)[C]// Proceedings of the European Wind Energy Conference, Mila, Italy, 2007: 7-10.
- [5] Kallesoe B S. A low-order model for analysing effects of blade fatigue load control[J]. Wind Energy, 2006, 9(5): 421-436.
- [6] Van Engelen T, Schaak P. Oblique inflow model for assessing wind turbine controllers[C]//Proceedings of the 2nd Conference on the Science of Making Torque from Wind, Denmark, 2007: 241-246.
- [7] Hansen M, Thomsen K, Fuglsang P, et al. Two methods for estimating aeroelastic damping of operational wind turbine modes from experiments[J]. Wind Energy, 2006, 9(2): 179-191.
- [8] Bianchi F, Mantz R, Christiansen C. Gain scheduling control of variable-speed wind energy conversion systems using quasi-LPV models[J]. Control Engineering Practice, 2005, 13(2): 247-255.
- [9] Stol K, Balas M. Periodic disturbance accommodating control for blade load mitigation in wind turbines [J]. Journal of Solar Energy Engineering, 2003, 125(4): 379-385.
- [10] Geyler M, Caselitz P. Individual blade pitch control design for load reduction on large wind turbines[C]// Proceedings of the European Wind Energy Conference, Italy, Milan, 2007.
- [11] Bossanyi E. Further load reductions with individual pitch control[J]. Wind Energy, 2005, 8(4): 481-485.
- [12] Van Der Hooft E, Van Engelen T, Schaak P. Development of wind turbine control algorithm for industrial use [C]//Proceedings of the European Wind Energy

- Conference, Milan, Italy, 2007: 82-86.
- [13] Cutululis N, Ceanga E, Hansen A, et al. Robust multi-model control of an autonomous wind power system [J]. Wind Energy, 2006, 9(5): 399-419.
- [14] Endusa Billy Muhando. Augmented LQG controller for enhancement of online dynamic performance for WTG system[J]. Renewable Energy, 2008, 33(8): 1942-1952.
- [15] 赵春平. 风力发电机组变桨速率与载荷关系的研究[D]. 乌鲁木齐: 新疆大学, 2008.
- Zhao Chunping. Research on the relation between wind turbine's pitch rate and loads[D]. Urumchi: Xinjiang University, 2008(in Chinese).
- [16] 接勤. 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(in Chinese).
- [17] 梁晶晶. 兆瓦级风力发电机组独立变桨距载荷分布优化控制策略[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2009.
- Liang Jingjing. Independent variable-pitch control strategy on optimizing the distribution of MW level wind turbines' load[D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2009(in Chinese).
- [18] 韩春荣. 变桨距风力发电机组的桨距控制方法研究[D]. 保定: 华北电力大学, 2008.
- Han Chunrong. The study about variable pitch control methods in the variable pitch wind turbine system [D]. Baoding: North China Electric Power University, 2008(in Chinese).
- [19] 王江. 风力发电变桨距控制技术研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2009.
- Wang Jiang. Research on the pitch-controlled for wind turbine[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2009(in Chinese).
- [20] Van Engelen T G. Design model and load reduction assessment for multi-rotational mode individual pitch control[R]. Athens, Greece, European Wind Energy Conference & Exhibition, 2006.



邢作霞

收稿日期: 2011-04-06。

作者简介:

邢作霞(1976), 女, 博士, 副教授, 研究方向为风力发电系统控制与测试, xingzuox@163.com;

陈雷(1971), 男, 本科, 工程师, 研究方向为风发电系统控制, chen_lei_0@yahoo.com.cn;

孙宏利(1985), 男, 硕士研究生, 研究方向为风力发电系统建模与控制, kingshl@126.com;

王哲(1968), 男, 博士, 副研究员, 研究方向为独立变桨距控制, wangzhe32@163.com。

(责任编辑 张媛媛)