# 风浪扰动下海上风电机组塔架载荷与 输出功率的协同优化控制

唐世泽,田 德,王 爽,陶立壮,邓 英,吴晓璇 (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:风浪扰动导致海上风电机组响应特性复杂,控制器需要综合处理多种外源扰动。此外,气动力造成风轮旋转与塔架运动的耦合作用,增加了变桨控制器设计的难度。首先,通过动力学分析建立合适的海上风电机组低阶数学模型。然后针对风浪扰动,提出了随机干扰调节控制器(SDAC)。最后协同输出功率控制与塔架载荷控制,设计含线性二次型调节器的变桨控制器。基于GH Bladed软件的仿真结果表明,相较于传统控制器,SDAC能够优化机组输出功率波动,降低塔架载荷,实现塔架载荷与输出功率的协同优化。

关键词:风力;波浪力;塔架载荷;变桨控制;转速控制;随机干扰调节控制器;Kalman滤波

中图分类号:TM 614;P 743.2

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202205028

#### 0 引言

风电机组运行过程中承受着不均匀和间歇性的 风、浪等作用,不可避免地增加了结构载荷<sup>[1]</sup>。随着 海上风电领域逐步发展,机组的大型化也导致结构 载荷增加。为减小转速波动,大多数现代风电机组 采用了叶片桨距致动的控制系统,其中最主要的是 变桨控制,即通过调节叶片桨距角实现高于额定风 速情况下的风轮转速调节<sup>[23]</sup>。

优化机组载荷是提高机组寿命的重要途径<sup>[4]</sup>。 由于海床土壤环境和机组高度增加,海上风电机组 塔架柔性增加,固有频率降低,塔架载荷增加。研究 表明调谐质量阻尼器可以降低塔架载荷<sup>[5]</sup>,但需要 设计额外的机械结构。更加经济有效的方法是在转 速调节的变桨控制系统中附加额外的气动阻尼。文 献[6-7]通过经典控制理论方法设计了塔架主动阻 尼器,降低了塔架载荷。然而,气动力作用下机组风 轮旋转和塔架运动是耦合的<sup>[8]</sup>。基于单输入单输出 经典控制理论的塔架阻尼设计方法不可避免地影响 风轮转速调节回路,从而增加机组的输出功率波动。 这说明独立设计转速控制和塔架载荷控制必然造成 变桨控制器性能降低。

近几年的研究表明基于状态空间模型设计的变 桨控制器能够进一步降低塔架载荷。文献[9]通过 线性矩阵不等式方法设计了鲁棒变桨控制器,文献 [10]设计了线性变参数增益调度变桨控制器,文献 [11]设计了自适应变桨控制器,均降低了塔架载荷。 同时风浪等外源扰动引起的风电机组塔架低频载荷

收稿日期:2021-07-12;修回日期:2022-03-28 在线出版日期:2022-04-27 基金项目:国家重点研发计划项目(2018YFB1501304) Project supported by the National Key R&D Program of China(2018YFB1501304) 不可忽略<sup>[12]</sup>,但相关研究相对较少。针对扰动风速 对机组稳定运行的影响,文献[13]通过干扰调节方 法进一步优化变桨控制器,实现了风扰动抑制。针 对波浪载荷的影响,文献[14]提出了基于线性扩张 观测器的变桨控制器,能够精确估计波浪并补偿其 引起的塔架载荷。但风浪扰动共同作用下风电机组 的塔架载荷控制问题值得进一步研究。

另一方面,大部分相关研究侧重于讨论塔架载 荷的控制性能,而风电机组在恒转速运行阶段的控 制目标是平稳输出功率和抑制塔架载荷,两方面性 能指标需要综合设计。因此,本研究从海上风电机 组在气动力作用下风轮旋转与塔架运动的耦合特性 角度出发,推导并建立了适用于塔架载荷控制的 状态空间模型,从而提出了一种基于随机干扰调节 控制器 SDAC(Stochastic Disturbance Accommodating Controller)的变桨控制策略。该策略旨在协调转速 控制和载荷控制,平抑风浪扰动引起的风轮转速和 塔架运动波动,保证平稳机组输出功率的同时减小 塔架载荷,提高机组运行可靠性。

# 1 风电机组塔架载荷控制模型

#### 1.1 塔架运动的动力学方程

海上风电机组运行过程中,受到不断变化的风作用,气动力使风轮旋转,通过传动链将机械能转化为电能,风推力也不可避免地造成机组塔架运动。 气动力作用下的机组风轮旋转与塔架运动的耦合作用,增加了机组动力学建模的难度。合适的数学模型是大多数先进控制器设计的基础,决定了控制器的性能,因此建立了一种适用于塔架载荷控制的低阶状态空间模型。

相较于气动载荷,水动力载荷对固定式海上风 电机组的影响相对较小,且其建模复杂。为清晰描 述塔架动力学,将水动力载荷视为风电机组的有界 外部扰动。为分析影响风轮旋转与塔架运动低阶特 性的主要因素,首先进行如下假设:①塔架在前后方 向和侧面方向上对称,即质量、结构阻尼和刚度在2 个方向上相同;②塔架的阻尼是线性的;③塔架的扭 转运动很小,忽略不计;④机舱重心变化很小,当机组 运行时可忽略不计;⑤各叶片的气动性能完全相同。

基于上述假设,用一阶模态将塔架运动近似为 前后运动和侧向运动。此时,塔架运动可以表示为 式(1)所示的二阶系统。

$$\begin{cases}
m_t \ddot{x}_{fa} + d_t \dot{x}_{fa} + k_t x_{fa} = F_x + \frac{3}{2H} M_y + F_{hyd,x} \\
m_t \ddot{y}_{ss} + d_t \dot{y}_{ss} + k_t y_{ss} = F_y + \frac{3N_g}{2H} T_g + F_{hyd,y}
\end{cases} (1)$$

式中: $m_1$ 、 $d_1$ 、 $k_1$ 分别为塔架模态质量、阻尼、刚度; $x_{fa}$ 为塔架的前后位移; $y_{ss}$ 为塔架的侧向位移;H为塔架高度,将塔架近似为悬臂梁,可得塔顶位移和旋转角度之间的比为 $3/(2H)^{[8]}$ ; $N_g$ 为传动系统的传动比; $T_g$ 为发电机电磁转矩; $F_{hyd,x}$ 和 $F_{hyd,y}$ 分别为波浪对塔架前后和侧向扰动的分量; $M_y$ 为轮毂承受的侧向弯矩。轮毂坐标系如附录A图A1所示,轮毂承受的前后弯矩 $M_x$ 、侧向弯矩 $M_y$ 以及前后力 $F_x$ 、侧向力 $F_y$ 的表达式分别见式(2)、(3)。

$$\begin{cases}
M_{x} = \sum_{i=1}^{3} M_{x,i}^{b} \\
M_{y} = \sum_{i=1}^{3} M_{y,i}^{b} \cos \Psi_{i} \\
F_{x} = \sum_{i=1}^{3} F_{x,i}^{b} \\
F_{y} = \sum_{i=1}^{3} F_{y,i}^{b} \cos \Psi_{i}
\end{cases}$$
(2)
(3)

式中: $M_{x,i}^{b}$ , $M_{y,i}^{b}$ 和 $F_{x,i}^{b}$ , $F_{y,i}^{b}$ (*i*=1,2,3)分别为叶片*i*在轮毂坐标系下x、y轴方向上弯矩和力的分量; $\Psi_i$ 为叶片*i*的方位角,3个叶片在旋转平面内对称分布,方位角满足如下关系。

$$\begin{cases} \Psi_{2} = \Psi_{1} + \frac{2}{3}\pi \\ \Psi_{3} = \Psi_{1} + \frac{4}{3}\pi \end{cases}$$
(4)

定义各叶片的相对风速为v<sub>i</sub>,其综合了有效风速v和塔架前后运动,如式(5)所示。

$$v_i = v - \dot{x}_{fa} + \frac{3R_b}{4} \frac{3}{2H} \dot{x}_{fa} \cos \Psi_i$$
 (5)

式中:*R*<sub>b</sub>为风轮半径。弯矩和力都可以看作相对风速、风轮转速和桨距角的函数<sup>[15]</sup>。

假设传动系统为刚性轴,则风轮转速 $\Omega$ 满足:

$$J_{e}\dot{\Omega}_{r} = M_{x} - N_{g}T_{g}$$
(6)  
式中: $J_{z}$ 为传动系统的等效转动惯量。

变桨执行器的动力学特性以一阶微分方程近似

描述,引入中间变量 $\beta_{is}=\tau\beta_i(\beta_i)$ 为叶片i变桨执行器输出的桨距角, $\tau$ 为变桨执行器时间常数)便于建立状态空间方程,如式(7)所示。

$$\dot{\beta}_{is} = -\frac{1}{\tau} \beta_{is} + \beta_c \tag{7}$$

式中:β。为控制器输出的桨距角。

#### 1.2 塔架运动的控制模型

为了解决变桨控制器设计优化问题,需要推导 得到一个合适的状态空间方程。作用在轮毂上的弯 矩和力是非线性的,联立式(2)--(5),在运行风速点 附近线性化处理得到:

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta M_{x} = \sum_{i=1}^{3} \left( \frac{\partial M_{x,i}^{b}}{\partial v_{i}} \delta v + \frac{\partial M_{x,i}^{b}}{\partial \beta_{i}} \delta \beta_{i} \right) + \\ \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial M_{x,i}^{b}}{\partial \Omega_{r}} \delta \Omega_{r} - \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial M_{x,i}^{b}}{\partial v_{i}} \dot{x}_{fa} \\ \delta M_{y} = \sum_{i=1}^{3} \cos \Psi_{i} \left( \frac{\partial M_{y,i}^{b}}{\partial v_{i}} \delta v + \frac{\partial M_{y,i}^{b}}{\partial \beta_{i}} \delta \beta_{i} \right) - \frac{9R_{b}}{16H} \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial M_{y,i}^{b}}{\partial v_{i}} \dot{x}_{fa} \\ \delta F_{x} = \sum_{i=1}^{3} \left( \frac{\partial F_{x,i}^{b}}{\partial v_{i}} \delta v + \frac{\partial F_{x,i}^{b}}{\partial \beta_{i}} \delta \beta_{i} \right) + \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial F_{x,i}^{b}}{\partial \Omega_{r}} \delta \Omega_{r} - \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial F_{y,i}^{b}}{\partial v_{i}} \dot{x}_{fa} \\ \delta F_{y} = \sum_{i=1}^{3} \cos \Psi_{i} \left( \frac{\partial F_{y,i}^{b}}{\partial v_{i}} \delta v + \frac{\partial F_{y,i}^{b}}{\partial \beta_{i}} \delta \beta_{i} \right) - \frac{9R_{b}}{16H} \sum_{i=1}^{3} \frac{\partial F_{y,i}^{b}}{\partial v_{i}} \dot{x}_{fa} \end{aligned}$$

$$\tag{8}$$

为了简化说明,后面的描述中省去δ。联立(1)、 (6)、(8),化简得到状态空间方程为:

 $\dot{\boldsymbol{x}}_{o} = \boldsymbol{A}_{o} \boldsymbol{x}_{o} + \boldsymbol{B}_{o} \boldsymbol{u}_{o} + \boldsymbol{B}_{d} \boldsymbol{w}_{d} + \boldsymbol{B}_{w} \boldsymbol{w}_{hyd}$ (9)  $\vec{x} \neq : \boldsymbol{A}_{o} \cdot \boldsymbol{B}_{o} \cdot \boldsymbol{B}_{d} \cdot \boldsymbol{B}_{w} \text{ by } \vec{x} \text{ box } \vec{x} \text{ box } \vec{x} \text{ by } \vec{x} \text{$ 

在式(9)中,矩阵A<sub>o</sub>、B<sub>o</sub>、B<sub>d</sub>均依赖方位角Ψ<sub>i</sub>,仍 是一个线性时变系统。可以看出,在恒定风速下风 电机组的状态空间方程仍呈现时变动态特性。为了 得到线性时不变模型,均值化风轮旋转周期内的状 态空间方程<sup>[16]</sup>,得到平均周期状态空间模型,用于模 型参数辨识和控制器设计,如式(10)所示。

$$\dot{\boldsymbol{x}}_{o} = \bar{\boldsymbol{A}}_{o} \boldsymbol{x}_{o} + \bar{\boldsymbol{B}}_{o} \boldsymbol{u}_{o} + \bar{\boldsymbol{B}}_{d} \boldsymbol{w}_{d} + \boldsymbol{B}_{w} \boldsymbol{w}_{hyd}$$
(10)  
式中:  $\bar{\boldsymbol{A}}_{o} = \frac{1}{L} \sum_{p=1}^{L} \boldsymbol{A}_{o}(\boldsymbol{\Psi}(p)), \ \bar{\boldsymbol{B}}_{o} = \frac{1}{L} \sum_{p=1}^{L} \boldsymbol{B}_{o}(\boldsymbol{\Psi}(p)), \ \bar{\boldsymbol{B}}_{d} = \frac{1}{L} \boldsymbol{B}_{d}(\boldsymbol{\Psi}(p))$ 均表示在 $\boldsymbol{\Psi}(p) \in [0, 2\pi]$ 内取L等分后进行均值化。

#### 1.3 仿真模型介绍

基于 GH Bladed 仿真软件进行仿真,该软件在 商用风电机组认证中具有权威性,采用 5 MW 三脚 架式海上风电机组,机组主要参数见附录 A 表 A1。

该机组模型具有高度非线性,比线性模型复杂 得多,因此通过分析对比GH Bladed模型和推导模 型的频域响应特性,验证所提低阶状态空间模型的 合理性。在有效风速12、14、16、18、20 m/s下 GH Bladed模型和推导模型中,桨距角、有效风速到风轮 转速、塔架前后位移、塔架侧向位移、塔架前后速度 和塔架侧向速度的传递函数频域响应曲线分别见附 录 A 图 A2、A3。可以发现,推导模型在低频区域与 GH Bladed模型具有很高的近似度。由于推导模型 的阶次远低于 GH Bladed模型,高频特性存在明显 差异,但该频率范围不会出现在风电机组正常运行 过程中。尽管推导模型忽略了许多高频细节,但更 能体现出风电机组动力学响应的主要特性,设计出 的控制器阶次更低。因此推导得到的低阶模型适用 于变桨控制器的设计。

# 2 塔架载荷控制器设计

#### 2.1 传统塔架载荷控制器

传统的塔架载荷控制策略如图1所示。将塔顶前后向运动速度 $\dot{x}_{fa}$ 作为控制信号,通过控制力增加 气动阻尼,在控制器输出桨距角 $\beta_e$ 上附加较小的桨 距角 $\beta_{add}$ ,影响风轮的气动力 $F_a^{[7]}$ 。该变桨控制器由 比例积分(PI)控制器和阻尼控制器组成。PI控制器 参数整定方法参考NREL 5 MW海上风电机组变桨 控制器设计方案<sup>[17]</sup>,阻尼控制器设计参考文献[7]。 其中PI控制器的数学模型为:

$$\boldsymbol{\beta}_{\mathrm{c}} = \boldsymbol{K}_{\mathrm{p}} + \boldsymbol{K}_{\mathrm{i}} / \boldsymbol{s} \tag{11}$$

式中:比例系数K<sub>p</sub>、积分系数K<sub>i</sub>分别满足如下关系。

$$K_{\rm p} = \frac{2J_e \Omega_0 \xi_{\varphi n} \omega_{\varphi n}}{N_{\rm g} \left( -\partial P_{\rm a} / \partial \beta_{\rm c} \right)} \tag{12}$$

$$K_{i} = \frac{J_{e}\Omega_{0}\omega_{\varphi_{n}}^{2}}{N_{g}(-\partial P_{a}/\partial\beta_{c})}$$
(13)

式中: $\Omega_0$ 为风轮额定转速;参数 $\xi_{qn}$ =0.6;参数 $\omega_{qn}$ = 0.7; $P_a$ 为气动功率。阻尼控制器的数学模型为:

$$\beta_{\text{add}} = K_{\text{tower}} \dot{x}_{\text{fa}} \tag{14}$$

$$K_{\text{tower}} = \frac{\xi_{\text{c}}}{2\sqrt{k_{\text{t}}/m_{\text{t}}}} \frac{d_{\text{t}}^2}{\partial F_x/\partial\beta_{\text{c}}}$$
(15)

式中:参数 *ξ*。=0.3。



图1 传统的塔架载荷控制策略

Fig.1 Traditional tower load control strategy

由式(10)可知,气动力作用下风轮转速变化和 塔架前后、侧向运动存在耦合,耦合运动不仅与桨距 角有关,还受到风浪扰动的影响。因此,使用2个独 立回路方程分别描述转速控制和塔架载荷控制的表 示方法并不完善。另一方面,由于海上风电机组体 现出的固有低频特性,为了避免在运行过程中激发 塔架振动模态,转速控制回路的带宽不能高于塔架 载荷控制回路的一阶固有频率,以提高机组对功率 波动的平抑能力。

### 2.2 SDAC 变桨器设计

为了解决传统控制策略的矛盾,基于状态空间 方程,从多目标优化的角度出发,利用线性二次型调 节器LQR(Linear Quadratic Regulator)控制方法,综 合设计转速控制和载荷控制,提出了基于SDAC的 变桨控制器设计方案。

式(10)所示方程中包含了变桨执行器的动态特 性,当设计基于SDAC的变桨控制器时,如果机组系 统方程同时包含变桨控制输入和风速扰动输入矩 阵,那么变桨控制器扰动抑制增益将恒为0,即机组 在运行过程中,变桨控制器不对风速扰动产生任何 动作。另一方面,当机组处于稳定状态时,控制器补 偿风速扰动会导致变桨执行器状态变量一定不为 0,尽管动态调节变桨控制器的扰动抑制增益可以使 机组保持期望的响应性能,但是这也使控制器的设 计过程变得复杂。而未考虑变桨执行器的动态特性 时,所设计的SDAC反馈控制律不会产生任何稳态 误差。因此,在设计SDAC反馈控制律时忽略变桨 执行器的动态特性。恒转速工况下电磁转矩 T。保持 恒定,即*δT*,=0,在输入变量中可以省略。综上所述, 将风轮转速、塔架前后和侧向运动速度作为输出变 量,在式(10)的基础上可得新的状态空间方程,如式 (16)所示。

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}} = \bar{\boldsymbol{A}}\boldsymbol{x} + \bar{\boldsymbol{B}}_{u}\boldsymbol{u}_{u} + \bar{\boldsymbol{B}}_{d}\boldsymbol{w}_{d} + \boldsymbol{B}_{w}\boldsymbol{w}_{hyd} \\ \boldsymbol{y} = \boldsymbol{C}\boldsymbol{x} \end{cases}$$
(16)

式中: $\bar{A}_{x}\bar{B}_{u}$ 为新的状态空间方程的系数矩阵,  $\bar{B}_{d}$ 和 $B_{w}$ 中对应行的零元素被消除; $x = [\Omega_{r} \dot{x}_{fa} \dot{y}_{ss}$ [10000]

$$x_{\text{fa}} \ y_{\text{ss}}^{\mathrm{T}}; \boldsymbol{u}_{u} = [\boldsymbol{\beta}_{c}]; \boldsymbol{y} = [\boldsymbol{\Omega}_{r} \ \dot{x}_{\text{fa}} \ \dot{y}_{\text{ss}}^{\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}; \boldsymbol{C} = \begin{bmatrix} 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \\ 0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \end{bmatrix}_{\circ}$$

为了抑制风浪扰动,使用Söffker扩展方法建立 随机扰动模型<sup>[18]</sup>,等效风浪扰动w<sub>4</sub>如式(17)所示。

$$\begin{cases} \dot{x}_{d} = A_{d} x_{d} + \delta_{\varepsilon} x + w \\ w_{d} = C_{d} x_{d} \end{cases}$$
(17)

式中: $x_a$ 为扰动的状态变量;w~(0,W)表示均值为0、 功率谱密度为W的高斯白噪声; $\delta_a$ 为一个各元素值 很小的行向量,表示机组状态变量和扰动状态变量 的耦合分量; $A_a$ 和 $C_a$ 为随机扰动模型参数。令 $A_a$ =0,  $C_a$ =1,所得模型将风浪扰动描述为阶跃分量和随机 分量的叠加。其中阶跃分量表示风速扰动,随机分 量表示波浪扰动。联立式(16)、(17)可得增广的机 组状态空间方程为:

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_{ec} = \boldsymbol{A}_{ec} \boldsymbol{x}_{ec} + \boldsymbol{B}_{ec} \boldsymbol{u}_{u} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{Z} \\ 1 \end{bmatrix} \boldsymbol{w} \\ \boldsymbol{\gamma} = \boldsymbol{C}_{ec} \boldsymbol{x}_{ec} \end{cases}$$
(18)

式中: $\mathbf{x}_{ec} = \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}_{d} \end{bmatrix}; \mathbf{A}_{ec} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{A}} & \bar{\mathbf{B}}_{d} C_{d} \\ \boldsymbol{\delta}_{e} & A_{d} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_{ec} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{B}}_{u} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}; \mathbf{C}_{ec} = \begin{bmatrix} C & Z \end{bmatrix},$ 

Z表示维度合适的零矩阵。

此时,将风速扰动抑制以状态反馈的形式作用 于变桨执行器,提高了机组控制系统的稳定性<sup>[19]</sup>。 虽然描述成随机信号的波浪扰动是无法测量的,但 *A<sub>ec</sub>、C<sub>ec</sub>*是能观的。因此将波浪扰动视为系统过程噪 声,通过设计Kalman滤波器可以消除其对风电机组 运行的影响。设性能指标J为:

$$J = \int_{0}^{\infty} \left( \boldsymbol{x}_{ee}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{Q} \boldsymbol{x}_{ee} + \boldsymbol{u}_{u} \boldsymbol{R} \boldsymbol{u}_{u} \right) \mathrm{d}t \qquad (19)$$

式中:Q和R为正定对角阵。求解式(20)所示代数 黎卡提方程,可得式(21)所示LQR控制律。

$$\boldsymbol{A}_{ec}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{P} + \boldsymbol{P}\boldsymbol{A}_{ec} + \boldsymbol{Q} - \boldsymbol{P}\boldsymbol{B}_{ec}\boldsymbol{R}^{-1}\boldsymbol{B}_{ec}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{P} = 0 \qquad (20)$$

$$\boldsymbol{\beta}_{\mathrm{e}} = -\boldsymbol{K}_{\mathrm{ee}} \boldsymbol{x}_{\mathrm{ee}} = -\boldsymbol{R}^{-1} \boldsymbol{B}_{\mathrm{ee}}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{P} \boldsymbol{x}_{\mathrm{ee}}$$
(21)

由此可知,变桨控制器增益随矩阵P中元素值 的增大而增大,而矩阵Q、R决定了矩阵P的元素值。 进而,在设计变桨控制器时,通过调节矩阵Q、R各元 素的相对大小,平衡风轮转速、塔架运动等状态变 量的变化量和变桨执行器的动作量。矩阵Q的元素 相对较大时,状态变量的变化量减小,但变桨执行器 的动作量增大,受到实际变桨系统的限制,变桨执行 器不一定能满足过于快速的控制指令需求。因此, 变桨控制器的性能受矩阵Q、R的影响。值得注意的 是,为了确保变桨控制器对风浪扰动的抑制能力,需 要反复优化W的取值。设R为单位阵,通过调试,确 定正定矩阵Q=diag{25,0.5,110,0.5,7.5,100},进而 通过求解黎卡提方程计算出不同风速下的变桨控制 器增益,得到变增益的变桨控制器,应用于强非线性 风电机组系统。

设图1所示传统的塔架载荷控制器为基准 (Baseline)控制器,将其与所提SDAC进行对比,所得 海上风电机组闭环系统的频域响应特性的对比结果 如图2所示。由图可知,该海上风电机组塔架的一





Fig.2 Frequency domain response characteristics of closed-loop system of offshore wind turbine

阶侧向模态角频率为2.9989 rad / s(0.4772 Hz),此 模态阻尼较低。所设计的SDAC能在该角频率处提 供足够的阻尼,提高机组运行过程中塔架运动的稳 定性。Baseline 控制器同样对塔架的振动提供了足 够的阻尼,但其带宽小于SDAC的带宽。

#### 2.3 基于Kalman 滤波的状态观测器设计

除了转速和塔架运动速度,状态空间方程中的 其他变量均无法直接测量,且受过程噪声w和测量 噪声的影响,考虑构造Kalman滤波器估计系统状态 变量。Kalman增益K<sub>s</sub>为:

$$\boldsymbol{K}_{\mathrm{F}} = \boldsymbol{P}_{\mathrm{F}} \boldsymbol{C}_{\mathrm{ec}}^{\mathrm{T}} \left( \boldsymbol{C}_{\mathrm{ec}} \boldsymbol{P}_{\mathrm{F}} \boldsymbol{C}_{\mathrm{ec}}^{\mathrm{T}} + \boldsymbol{R}_{\mathrm{F}} \right)^{-1}$$
(22)

$$\boldsymbol{P}_{\mathrm{F}}\boldsymbol{A}_{\mathrm{ec}}^{\mathrm{T}} + \boldsymbol{A}_{\mathrm{ec}}\boldsymbol{P}_{\mathrm{F}} + \boldsymbol{Q}_{\mathrm{F}} - \boldsymbol{P}_{\mathrm{F}}\boldsymbol{C}_{\mathrm{ec}}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{R}_{\mathrm{F}}^{-1}\boldsymbol{C}_{\mathrm{ec}}\boldsymbol{P}_{\mathrm{F}} = \boldsymbol{Z} \qquad (23)$$

式中: $Q_{\rm F}$ 和 $R_{\rm F}$ 分别为过程噪声和量测噪声的协方差 矩阵。对于状态估计器,其带宽需要大于控制器带 宽,以保证对状态信息估计的准确性,但是过大的状 态估计器带宽可能导致整个闭环系统不稳定,因此 应当选择合适的 Kalman 增益,以平衡估计器和 SDAC 的性能。设过程噪声和量测噪声的协方差矩 阵分别为 $Q_{\rm F}$ =diag $\{0.01, 0.01, 0.01, 0.01, 0.01\}$ ,  $R_{\rm F}$ =diag $\{1.0166 \times 10^{-10}, 8.1328 \times 10^{-6}, 8.1328 \times 10^{-6}\}$ ,根 据式(22)计算出不同风速下状态空间方程对应的正 定矩阵 $P_{\rm F}$ ,从而得到Kalman 增益 $K_{\rm F}$ 。

综上,基于SDAC的变桨控制策略如图3所示。 Kalman滤波器利用桨距角和风轮转速、塔架运动速 度的量测信号估计出状态变量和扰动风速,同时将 波浪扰动视为过程噪声进行滤波。Söffker扰动模型 通过增广状态空间方程的形式处理风浪扰动信息并 输入状态反馈控制中。基于多目标优化的LQR通 过状态反馈控制输出桨距角信号,使机组响应趋近 于运行的平衡点。基于SDAC的变桨控制器能够优 化机组在风浪扰动下的响应特性,协调输出功率控 制和塔架载荷控制。



Fig.3 Pitch control strategy based on SDAC

#### 3 仿真分析

#### 3.1 湍流风下基于SDAC的变桨控制器性能分析

遵循 IEC61400-3 标准<sup>[20]</sup>,在湍流风下仿真,以 分析采用基于 SDAC 的变桨控制器海上风电机组的 闭环响应特性。控制器均通过 C++代码以动态链接 库的形式集成到GH Bladed软件中。风电机组转矩控制器的设计方法参考文献[17]。仿真中平均风速为18 m/s,湍流强度为16.9%;以P-M 谱模拟波浪,决定波浪的2个参数分别为有义波高和峰谱周期,有义波高反映波浪的幅值,峰谱周期反映波浪的频率,设有义波高 $H_s=6$  m,峰谱周期 $f_p=8$  s;仿真时间为100 s。仿真结果中选取塔架弯矩位置为塔架顶部,H=78 m,仿真结果如图4所示。





从图4(c)可以看出,SDAC可以平抑输出功率  $P_a$ 波动,采用Baseline 控制器和SDAC后机组输出功 率标准差分别为0.0578、0.0118 MW。图4(b)中的 桨距角波形表明,所提控制器通过及时调整桨距角, 能够更快地对外部扰动做出反应以应对机组动态波 动。Baseline 控制器和 SDAC 的变桨速率标准差分 别为0.43(°)/s和1.79(°)/s。尽管SDAC增加了 变桨执行器的动作量,但变桨过程中未出现速率饱 和,在设计允许范围内。这表明所提控制器虽然对 变桨伺服系统提出了更高的要求,但是具有稳定输 出功率的动态波动和降低塔架载荷的功能。由式 (1)可知,塔架前后弯矩M,主要通过转矩控制调节, 在基于SDAC的变桨控制器下塔架前后弯矩基本无 变化,因此不展开讨论。进一步分析SDAC的塔架 载荷控制能力,将塔架弯矩进行频域变换,计算得到 塔架侧向弯矩 M<sub>w</sub>功率谱密度 PSD (Power Spectrum Density),采用Baseline 控制器和SDAC后在一阶模 态频率处出现的塔架侧向弯矩 PSD 峰值分别为 1.30×10<sup>11</sup>、2.30×10<sup>10</sup> N·m<sup>2</sup>·s。可以看出 SDAC 能够 削弱塔架一阶模态下功率谱密度的峰值,这说明相 较于 Baseline 控制器, SDAC 在塔架运动方程一阶模 态处的共振频率下可提供了更大的阻尼。

为了验证SDAC在风电机组控制系统集成后的

总体性能,在额定风速12m/s附近设计仿真模拟。 仿真中,平均风速为12m/s,湍流强度为16.9%,保 持波浪条件不变,仿真时间为100s,仿真结果如附 录A图A4所示。由图可知,在额定风速以下,转矩 控制器保证最大功率输出,桨距角保持最小桨距角, 2种控制策略响应一致。当风速变化到额定风速以 上,Baseline控制器和SDAC开始动作的时间相同, 证明了SDAC与Baseline控制器兼容性良好,能够在 不影响其他性能的同时,在额定风速以上实现协调 优化输出功率与塔架载荷。

进一步研究恒转速运行工况下 SDAC 的控制性 能,分析不同风况作用下风电机组的疲劳特性。遵 循 IEC61400-3 标准的 DLC1.2 工况,在平均风速为 [12,20] m/s湍流风下,设置机组偏航误差为-8°、 0°、8°,仿真时间均为600s,分别计算机组的输出功 率时间序列的标准差和塔架损伤等效载荷 DEL (Damage Equivalent Loads),结果如图5所示。由于 风速具有随机性,不同风速下塔架 DEL 优化效果稍 有差异。





一方面,越接近额定风速,控制器之间的切换越频繁,输出功率和塔架载荷波动越大;另一方面,根据 IEC61400-3标准,平均风速越高,设置的湍流强度越低,机组响应波动越平稳。因此输出功率标准差和塔架侧向弯矩 DEL 随风速增大均呈现单调递减规律。根据图5(a)、(b),相较于 Baseline 控制器,采用 SDAC 时功率波动降低了 39.16%,风电机组塔架顶端侧向弯矩 DEL 平均降低了 12.34%。这进一步证明了 SDAC 能够有效降低风电机组在恒转速运行工况下的塔架载荷,实现了输出功率和塔架载荷的协同优化。

#### 3.2 波浪扰动下基于SDAC的变桨控制器性能分析

设平均风速为18 m/s,湍流强度为16.9%,保持有义波高H<sub>s</sub>=6 m不变,峰谱周期f<sub>p</sub>=2.096 s,此时 波浪扰动会激发塔架振动,2种控制器参与下的仿 真结果如图6所示。根据图6(a),采用Baseline控制 器和SDAC后机组输出功率标准差分别为0.0580、 0.0118 MW,与图4(c)对比发现,波浪载荷增加后 Baseline 控制器下输出功率波动,但SDAC能够保证 输出功率波动基本不变,这是因为输出功率稳定性 的提升是通过增加变桨控制器的动作量实现的。根 据图6(b),采用Baseline 控制器和SDAC后的变桨速 率标准差分别为0.45(°)/s和1.98(°)/s,相较于 图4(b)均有所增加。





从时域很难看出所提控制器的降载效果,因此 通过计算得到塔架侧向、前后弯矩 PSD,分别如图 6 (c)、(d)所示。采用 Baseline 控制器和 SDAC 后在一 阶模态频率处出现的塔架侧向弯矩 PSD 峰值分别为 1.41×10<sup>11</sup>、5.32×10<sup>10</sup> N·m<sup>2</sup>·s,这说明当波浪载荷增 加,SDAC 在稳定输出功率的同时,仍能保证机组 塔架载荷处于较低的水平。不同于 3.1节,波浪同时 作用塔架前后和侧向 2 个方向,此时塔架前后弯 矩导致的载荷也需要验证。采用 Baseline 控制器 和 SDAC 后,塔架前后弯矩 PSD 峰值出现在 0 附近, 分别为 1.41×10<sup>13</sup>、1.35×10<sup>13</sup> N·m<sup>2</sup>·s,进一步说明了 SDAC 可以抑制塔架前后弯矩波动。

下面分别分析有义波高和峰谱周期对机组响应 特性的影响,进一步研究波浪扰动下基于 SDAC 的 变桨控制器的响应特性。在 600 s 的时间内进行 2 组仿真:①保持峰谱周期 fp不变,有义波高 Hg分别设 置为0、2、4、6、8 m;②保持有义波高 Hg不变,峰谱周 期 fp分别设置为0、2、4、6、8 Hz。通过仿真计算得到 风电机组输出功率的标准差和塔架弯矩的损伤等效 载荷,结果如附录A表A2、A3所示。可以看出,采用 SDAC 后风电机组输出功率比采用 Baseline 控制器 时更稳定,塔架疲劳载荷的抑制效果更好,其能够降 低塔架前后和侧向疲劳载荷。当波浪的有义波高和 峰谱周期发生变化时,SDAC 能够抑制波浪扰动,因 此不同波浪扰动下机组输出功率波动和塔架疲劳载 荷水平趋于一致。

### 4 结论

针对海上风电机组的塔架载荷控制问题,设计 了含LQR的基于SDAC的变桨控制器,其能在稳定 输出功率的同时降低塔架载荷。本文的主要工作 如下:

1)建立了适合的线性时不变状态空间方程,基于SDAC,利用LQR控制策略改进变桨控制器;

2)通过状态反馈的形式抑制风浪波动造成的功 率波动和塔架载荷,提高了控制系统的稳定性,增强 了系统的动态响应能力;

3)与 Baseline 控制器进行对比,结果表明所提 方法能够在风浪扰动下稳定功率输出,同时进一步 降低塔架载荷,提高机组运行的稳定性。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

#### 参考文献:

[1]司金冬,柴兆森,李辉,等.基于电气阻尼-刚度控制的双馈风 电机组轴系扭振抑制策略[J].电力自动化设备,2022,42(1): 140-147.

SI Jindong, CHAI Zhaosen, LI Hui, et al. Torsional vibration suppression strategy for doubly-fed wind turbine shafting based on electrical damping and stiffness control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(1):140-147.

[2] 蔡国伟,钟超,吴刚,等.考虑风电机组超速减载与惯量控制的 电力系统机组组合策略[J].电力系统自动化,2021,45(16): 134-142.

CAI Guowei, ZHONG Chao, WU Gang, et al. Unit commitment strategy of power system considering overspeed load reduction and inertia control of wind turbine[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(16):134-142.

[3] 谷怀广,刘栋,米志伟,等. 基于分时间尺度解耦的风电机组气动-机械动态简化表示方法[J]. 电力自动化设备,2020,40 (12):96-105.

GU Huaiguang, LIU Dong, MI Zhiwei, et al. Aerodynamicmechanical dynamic simplified representation of wind turbine based on timing-scale decoupling [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(12):96-105.

- [4] 赵洪山,李自立.风电机组轴系的剩余寿命预估[J].电力自动化设备,2020,40(6):70-75,99.
   ZHAO Hongshan,LI Zili. Prognosis of remaining lifetime of wind turbine unit shafting[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(6):70-75,99.
- [5] 贺尔铭,胡亚琪,张扬. 基于TMD的海上浮动风力机结构振动 控制研究[J].西北工业大学学报,2014,32(1):55-61.
   HE Erming, HU Yaqi, ZHANG Yang. Structural vibration control of offshore floating wind turbine based on TMD[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University,2014,32(1):55-61.
- [6] 应有,朱重喜,杨帆,等.大型风电机组塔架主动阻尼控制技术研究[J].太阳能学报,2015,36(1):54-60.
   YING You, ZHU Chongxi, YANG Fan, et al. Development of active tower damping control on wind turbines[J]. Acta Energiae Solaris Sinica,2015,36(1):54-60.
- [7]周峰. 基于动力学耦合的风电机组载荷控制[D]. 北京:华北 电力大学,2017.

ZHOU Feng. Wind turbine load control based on dynamic

coupling[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2017.

- [8] NAM Y, KIEN P T, LA Y H. Alleviating the tower mechanical load of multi-MW wind turbines with LQR control[J]. Journal of Power Electronics, 2013, 13(6):1024-1031.
- [9] DE CORCUERA A D,PUJANA-ARRESE A,EZQUERRA J M, et al. H<sub>x</sub> based control for load mitigation in wind turbines [J]. Energies,2012,5(4):938-967.
- [10] DJAMAI M. Control of wind turbine by LPV gain scheduling with tower load reduction [C] //2019 18th European Control Conference. Napoli, Italy: IEEE, 2019: 3328-3333.
- [11] BEGANOVIC N,NJIRI J,SÖFFKER D. Reduction of structural loads in wind turbines based on an adapted control strategy concerning online fatigue damage evaluation models[J]. Energies,2018,11(12):3429.
- [12] 刘皓明,赵敏,田炜,等.风、浪对海上风电机组振动特性的影响及控制策略[J].电力自动化设备,2020,40(1):46-51,58.
   LIU Haoming, ZHAO Min, TIAN Wei, et al. Effect of wind and wave on vibration characteristics of offshore wind turbines and control strategy[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020,40(1):46-51,58.
- [13] IMRAN R M, HUSSAIN D M A, SOLTANI M. DAC with LQR control design for pitch regulated variable speed wind turbine[C]//2014 IEEE 36th International Telecommunications Energy Conference. Vancouver, BC, Canada: IEEE, 2014:1-6.
- [14] 任丽娜,杨欢欢,毛晨红,等. 基于LESO的海上风机塔架振动 无源控制[J]. 中国电机工程学报,2018,38(19):5854-5862, 5943.

REN Lina, YANG Huanhuan, MAO Chenhong, et al. Passivitybased control of tower vibration with linear extended state observer for offshore wind turbines[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(19):5854-5862, 5943.

[15] PARK S, NAM Y. Two LQRI based blade pitch controls for

wind turbines[J]. Energies, 2012, 5(6): 1998-2016.

- [16] GIRANG I P. Modelling and control for structural load mitigation of wind turbines [D]. Singapore: Nanyang Technological University, 2016.
- [17] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development[R]. Golden City, USA: National Renewable Energy Lab, 2009.
- [18] SÖFFKER D, YU T J, MÜLLER P C. State estimation of dynamical systems with nonlinearities by using proportionalintegral observer[J]. International Journal of Systems Science, 1995,26(9):1571-1582.
- [19] NAMIK H, STOL K. Disturbance accommodating control of floating offshore wind turbines[C]//Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Orlando, USA: AIAA, 2009:483.
- [20] European Committee for Electrotechnical Standardization. Wind turbines-part 3: design requirements for offshore wind turbines: IEC 61400-3[S]. Geneva, Switzerland; Electrotechnical Commission, 2019.

#### 作者简介:



唐世泽(1996—),男,博士研究生,主 要研究方向为风电机组控制技术(E-mail: tangsz2020@163.com);

田 德(1958—),男,教授,博士研究 生导师,主要研究方向为风力发电技术 (**E-mail**:tdncepu@163.com);

王 爽(1996—),女,工程师,硕士,主 要研究方向为风电机组载荷计算与控制技 术(**E-mail**:18811316899@163.com)。

(编辑 王欣竹)

# Coordinated optimal control of tower load and output power for offshore wind turbines under wind and wave disturbances

TANG Shize, TIAN De, WANG Shuang, TAO Lizhuang, DENG Ying, WU Xiaoxuan

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The response characteristics of offshore wind turbines under wind and wave disturbances are complex, so the controller needs to comprehensively deal with various external disturbances. Besides, there is a coupling function between wind wheel rotation and tower movement due to aerodynamic force, which enhances the difficulty in variable pitch controller designing. Firstly, a low-order mathematical model suitable for offshore wind turbines is established through dynamic analysis. Then aiming at the wind and wave disturbances, the SDAC(Stochastic Disturbance Accommodating Controller) is proposed. Finally, coordinating output power control and tower load control, the LQR(Linear Quadratic Regulator) variable pitch controller is designed. Compared with the traditional controller, simulative results based on GH Bladed software show that SDAC can optimize the output power fluctuation of the units and reduce the tower load, which realizes the coordinated optimization of tower load and output power.

Key words: wind force; wave force; tower load; variable pitch control; rotating speed control; stochastic disturbance accommodating controller; Kalman filter



#### 图 A1 轮毂坐标系示意图

Fig.A1 Schematic diagram of hub coordinate system

#### 表 A1 某 5 MW 海上风电机组主要参数

Table A1 N	<i>Iain</i> parameters	of 5 MW	offshore	wind turbine
------------	------------------------	---------	----------	--------------

参数	规格	参数	规格
$P_{\rm e}/{ m MW}$	5	额定风速/(m·s <sup>-1</sup> )	12
$R_{\rm b}/{ m m}$	59	控制系统	变速变桨
<i>H</i> /m	78	平均水深/m	42
$\Omega_0/(\mathrm{rad}\cdot\mathrm{s}^{-1})$	1.45	塔架基础	三脚架
$N_{ m g}$	86.39		



图 A2 Bladed 模型和推导模型中桨距角到转速、塔架前后、侧向速度和位移传递函数的频域响应对比

Fig.A2 Comparison of transfer functions of frequency domain response from pitch angle to rotor speed, speed and displacement of tower in fore-aft and side-to-side direction in Bladed model and derived model





Fig.A3 Comparison of transfer functions of frequency domain response from effective wind speed to rotor speed, speed and displacement of tower in fore-aft and side-to-side direction in Bladed model and derived model



Fig.A4 Performance comparison of controllers under 12 m/s turbulent wind

				F		
H <sub>s</sub> /m	P。标准差/MW		$M_{tx}$ DEL/ (kN m)		$M_{ty}$ DEL/ (kN m)	
	Baseline 控制器	SDAC	Baseline 控制器	SDAC	Baseline 控制器	SDAC
0	6.19×10 <sup>-2</sup>	1.32×10 <sup>-2</sup>	10 540	10 430	761	744
2	6.15×10 <sup>-2</sup>	1.34×10 <sup>-2</sup>	10 490	10 430	724	743
4	6.14×10 <sup>-2</sup>	1.35×10 <sup>-2</sup>	10 490	10 400	741	737
6	6.19×10 <sup>-2</sup>	$1.35 \times 10^{-2}$	10 520	10 430	756	744
8	6.15×10 <sup>-2</sup>	1.35×10 <sup>-2</sup>	10 510	10 430	763	740

## 表 A2 H<sub>s</sub> 对控制器性能的影响

### Table A2Effect of $H_s$ on controller performances

# 表 A3 $f_p$ 对控制器性能的影响

Table A3 Effect of  $f_p$  on controller performances

$f_{\rm p}/{\rm Hz}$	P。标准差/MW		$M_{\rm tx}$ DEL/ (kN m)		$M_{ty}$ DEL/ (kN m)	
	Baseline 控制器	SDAC	Baseline 控制器	SDAC	Baseline 控制器	SDAC
0	6.19×10 <sup>-2</sup>	1.32×10 <sup>-2</sup>	10 540	10 430	761	744
2	6.14×10 <sup>-2</sup>	1.34×10 <sup>-2</sup>	10 470	10 420	745	745
4	6.14×10 <sup>-2</sup>	1.34×10 <sup>-2</sup>	10 500	10 440	770	744
6	6.10×10 <sup>-2</sup>	1.35×10 <sup>-2</sup>	10 520	10 510	758	759
8	6.19×10 <sup>-2</sup>	1.35×10 <sup>-2</sup>	10 520	10 430	759	744