

极端风况下双转子风力机降载复合控制策略

张文广, 孙嘉壕, 刘超, 骆伟健

(华北电力大学 控制与计算机工程学院, 北京 102206)

摘要:为降低双转子风力机在极端风况下的大波动载荷,基于双转子风力机气动与控制仿真系统,提出了基于独立变桨自抗扰控制器和偏航模糊控制器的降载复合控制策略,并分析了正常风况和极端风况下该策略的控制效果。结果表明:与传统PID独立变桨控制相比,在极端运行阵风 and 极端湍流模型下,独立变桨自抗扰控制方法使叶根挥舞弯矩标准差减小18%以上;与传统恒速偏航控制相比,在极端风向变化下,偏航模糊控制方法使偏航轴承滚动力矩标准差减小约27%。降载复合控制策略有效降低了极端风况下双转子风力机的大载荷,抑制了功率波动。

关键词:双转子风力机;极端风况;降载;自抗扰控制

中图分类号:TK83 文献标识码:A DOI:10.16146/j.cnki.rndlgc.2023.11.019

[引用本文格式]张文广,孙嘉壕,刘超,等.极端风况下双转子风力机降载复合控制策略[J].热能动力工程,2023,38(11):158-166. ZHANG Wen-guang, SUN Jia-hao, LIU Chao, et al. A compound control strategy for load alleviation of a dual-rotor wind turbine under extreme wind conditions[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2023, 38(11):158-166.

A Compound Control Strategy for Load Alleviation of a Dual-rotor Wind Turbine under Extreme Wind Conditions

ZHANG Wen-guang, SUN Jia-hao, LIU Chao, LUO Wei-jian

(School of Control and Computer Engineering, North China Electric Power University, Beijing, China, Post Code: 102206)

Abstract: In order to reduce the large fluctuating load of the dual-rotor wind turbine under extreme wind conditions, based on the aerodynamic and control simulation system of the dual-rotor wind turbine, a compound control strategy for load alleviation based on independent variable pitch auto disturbance rejection controller and yaw fuzzy controller was proposed, and the control effects of this strategy under normal and extreme wind conditions were analyzed. The results show that compared with the traditional PID independent variable pitch control, the standard deviation of blade root flapwise moment is reduced by more than 18% by the independent variable pitch auto disturbance rejection control method under the extreme operating gust and extreme turbulence model; compared with the traditional constant speed yaw control, the yaw fuzzy control method reduces the standard deviation of yaw bearing roll moment by about 27% under the extreme wind direction change. The compound control strategy for load alleviation effectively reduces the large load of the dual-rotor wind turbine under extreme wind conditions and suppresses the power fluctuation.

Key words: dual-rotor wind turbine, extreme wind condition, load alleviation, auto disturbance rejection control (ADRC)

收稿日期:2022-12-20; 修订日期:2023-03-02

基金项目:国家重点研发计划(2020YFB1506602);北京市共建项目:大型风力机自适应叶片的气动主动控制研究(GJ2017006)

Fund-supported Project: National Key R&D Program of China(2020YFB1506602); Beijing Common Construction Project; Research on Aerodynamic Active Control of Adaptive Blade of Large Wind Turbine(GJ2017006)

作者简介:张文广(1975-),男,华北电力大学教授.

通讯作者:骆伟健(1998-),男,华北电力大学硕士研究生.

引 言

目前,风力机的装机容量较以往有了明显提高,但随之而来的是风力机叶片尺寸明显增大,使得在制造、运输、安装过程中的难度剧增,风力机的疲劳载荷和极限载荷也随之加剧。相比于传统单转子风力机,双转子风力机能够提高风能利用率,避免了叶片尺寸过大导致的载荷激增现象^[1]。

目前,国内外学者主要对双转子风力机的物理结构和气动特性等方面进行了研究。Wang 等人^[2]通过实验对比单转子风力机和双转子风力机的功率特性,在相同风况下双转子风力机可以从来流中吸收更多能量。Jung 等人^[3]对反向旋转双转子风力机进行了数值计算,当副转子叶片尺寸为主转子 50% 时,风能利用率可达 50%。Ozbay 等人^[4]分别对同向旋转与反向旋转的双转子风力机进行了风洞试验,结果表明反向旋转的双转子风力机可以利用更多的风能。

风力机的降载保护控制涉及极端风况,多以单转子风力机为研究对象。郭坤翔等人^[5]通过研究极端运行阵风下的风力机叶片气动性能,发现极端运行阵风对叶根挥舞弯矩具有较大影响。Maeda 等人^[6]研究了单转子风力机在极端风向变化下的负载波动,表明极端风向变化下偏航力矩和俯仰力矩的波动均大于正常风向。Wang 等人^[7]模拟了不同强度的极端湍流风况,采用桨距角变化率间接估算湍流强度,提出了极端湍流条件下的降载控制策略。李洋^[8]设计了基于极端风况预测的提前变桨控制策略,实现变桨系统的提前动作,进而降低了极端风况下的风电机组载荷。

上述研究对极端风况下双转子风力机的降载保护具有一定的借鉴意义。但考虑双转子风力机耦合流场比单转子风力机更复杂^[9],需要深入研究双转子风力机在极端风况下的降载保护控制策略。因此,本文参照 IEC 61400-1 风力发电机组设计要求^[10],基于双转子风力机气动与控制仿真系统,对双转子风力机在 3 种极端风况下的降载复合控制策略进行了研究。设计了基于自抗扰的独立变桨控制器与基于模糊规则的偏航控制器,并分别与传统 PID 独立变桨控制及恒速偏航控制进行了载荷与功

率对比。

1 双转子风力机

本文借助 FAST^[11] 二次开发了双转子风力机气动与控制仿真系统,该系统可通过设置主副转子尺寸、间距及旋向等结构参数,快速计算不同结构下的双转子风力机气动特性,并能够进行变桨、偏航、功率及保护等多种控制策略仿真。本文以 NREL 5 MW 风力机转子为主转子,以 WindPACT 1.5 MW 风力机转子为副转子作为研究对象。双转子风力机的主要参数如表 1 所示^[12-13]。

表 1 NREL 5 MW 风力机转子参数

Tab. 1 Parameters of NREL 5 MW wind turbine rotor

参 数	数值
额定功率/MW	5
叶轮直径/m	126
轮毂直径/m	3
低速轴刚度/ $N \cdot m \cdot rad^{-1}$	86 763 700
低速轴阻尼/ $N \cdot m \cdot s \cdot rad^{-1}$	6 215 000
风轮额定转速/ $r \cdot min^{-1}$	12.1
齿轮箱传动比	97:1
额定风速/ $m \cdot s^{-1}$	11.4
转子转动惯量/ $kg \cdot m^2$	115 926
发电机转动惯量/ $kg \cdot m^2$	534.116

表 2 WindPACT 1.5 MW 风力机转子参数

Tab. 2 Parameters of WindPACT 1.5 MW wind turbine rotor

参 数	数值
额定功率/MW	1.5
叶轮直径/m	70
轮毂直径/m	3
低速轴刚度/ $N \cdot m \cdot rad^{-1}$	5.6×10^9
低速轴阻尼/ $N \cdot m \cdot s \cdot rad^{-1}$	1×10^7
风轮额定转速/ $r \cdot min^{-1}$	20.5
齿轮箱传动比	88:1
额定风速/ $m \cdot s^{-1}$	11.4
转子转动惯量/ $kg \cdot m^2$	34 600
发电机转动惯量/ $kg \cdot m^2$	53.036

1.1 双转子风力机

双转子风力机的主转子位于上风向,副转子位于下风向。二者采用反向旋转的形式,分别设置在

机舱前后。 V_{rel} 表示来流风速, d 为主转子与副转子之间的间距,本文采用 $d=0.25D$ ^[4],其中 D 为主转子叶轮直径。双转子风力机示意图如图1所示。

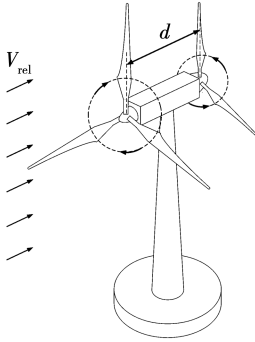


图1 双转子风力机示意图

Fig.1 Schematic diagram of dual-rotor wind turbine

1.2 双转子风力机气动与控制仿真系统及模型

本文使用的双转子风力机气动与控制仿真系统,主要包含了气动、传动链与发电机模型,如图2所示。

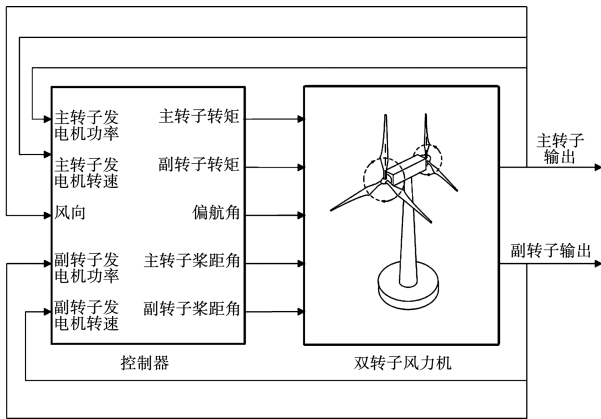


图2 双转子风力机的气动与控制仿真系统

Fig.2 Aerodynamic and control simulation system of dual-rotor wind turbine

1.2.1 双转子风力机气动模型

该系统基于自由涡尾迹法(Free Vortex Wake, FVW)建立了双转子风力机气动模型。当来流风经过主转子后,受主转子尾迹影响,主副转子的流场分布变化复杂。FVW 相比于叶素动量理论,引入了对尾迹流场的仿真,能够获得非定常流场中随时间变化的尾迹几何形状和气动特性,且有较高精度。

在尾迹坐标系中,FVW 的偏微分形式可表示为:

$$\frac{\partial \mathbf{r}(\psi, \mathbf{s})}{\partial \psi} + \frac{\partial \mathbf{r}(\psi, \mathbf{s})}{\partial \mathbf{s}} = \frac{1}{\Omega} \{ V_{rel} + V_{ind}[\mathbf{r}(\psi, \mathbf{s}), t] \} \quad (1)$$

式中: \mathbf{r} —尾迹流场中涡线控制点的位置矢量, \mathbf{m} ; ψ —叶片方位角, rad ; \mathbf{s} —尾迹寿命角, rad ; Ω —风轮转子转速, rad/s ; V_{ind} —流场中所有涡线对该控制点诱导速度的总和, m/s ; t —时间, s 。

1.2.2 双转子风力机传动链模型

风力机的传动系统可以看成有限个惯性单元、弹性单元和阻尼单元组成的系统^[14]。双转子风力机在实际设计中采用双传动链结构,能够实现解耦。以主转子为例,传动链动力学模型如下:

$$\begin{cases} T_r - T_L = J_r \cdot \ddot{\theta}_r \\ T_L = K_L \cdot (\theta_r - \theta_L) + C_L(\dot{\theta}_r - \dot{\theta}_L) \\ T_L = N \cdot T_H \\ \dot{\theta}_S d_S = \dot{\theta}_C (R_C + R_S) - \dot{\theta}_L R_C \\ \theta_M = \theta_S N_M \\ \theta_H = \theta_M N_H \\ \theta_H = \theta_G \\ T_H - T_G = J_G \cdot \ddot{\theta}_G \end{cases} \quad (2)$$

式中: T_r, T_L, T_H, T_G —转子、低速轴、高速轴与发电机扭矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; J_r, J_G —转子与发电机转动惯量, $\text{kg} \cdot \text{m}^2$; $\theta_r, \theta_L, \theta_M, \theta_H, \theta_G, \theta_C, \theta_S$ —转子、低速轴、中间级、高速轴、发电机、行星架与太阳轮角位移, deg ; R_C, R_S 分别为行星轮与太阳轮半径, m ; N_M, N_H —中间级与高速级齿轮比; K_L —低速轴刚度, $\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$; C_L —低速轴阻尼, $\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$; N —齿轮箱传动比。

1.2.3 双转子风力机发电机模型

经过传动系统解耦后,双转子风力机发电机可简化成两台双馈异步发电机。以主转子为例本文采用简化模型如下:

$$\frac{dT_G}{dt} = -\frac{1}{\tau_G} T_G + \frac{1}{\tau_G} T_G^* \quad (3)$$

$$P_G = \eta T_G \dot{\theta}_G \quad (4)$$

式中: τ_G —发电机等效时间常数; T_G^* —发电机参考扭矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; η —发电机功率转换系数; P_G —发电机功率, W 。

1.3 双转子风力机稳态性能分析

双转子风力机采取主副转子解耦控制,当转子转速小于额定转速时,采用转矩控制以保持最佳叶

尖速比;大于额定转速时,采用变桨控制以保持额定功率。风速小于额定风速时,主副转子转速均未超过各自的额定转速,此时主副转子采用转矩控制以保持最佳叶尖速比。随着风速不断增大,主转子率先达到额定转速,主转子开始采用变桨控制,但此时副转子尚没有达到额定转速。随着风速继续增大,副转子达到额定转速时,主副转子均进行变桨控制,此时主副转子转速均保持不变,输出功率恒定。

针对双转子风力机模型,仿真风速为 3~25 m/s、间隔 1 m/s 下主副转子的运行状况,并将各工况点的输出功率连接起来,得到双转子风力机的稳态功率曲线如图 3 所示。

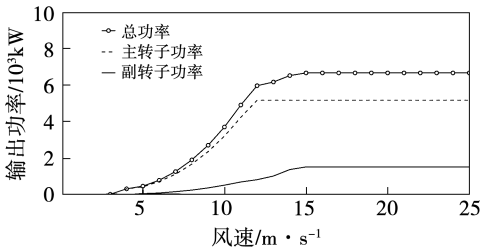


图 3 双转子风力机稳态功率曲线

Fig. 3 Steady state power curve of dual-rotor wind turbine

2 极端风况模型

极端风况下风会快速改变风速和风向,使来流产生的作用力发生无规律剧烈变化,对风力机的气动特性、结构强度和疲劳载荷产生不良影响。

基于 IEC 61400 标准,模拟 3 种典型极端风况:极端运行阵风、极端湍流模型和极端风向变化,对双转子风力机在极端风况下的控制策略开展研究^[6-8],以保证双转子风力机安全稳定运行。

2.1 正常风廓线模型

风廓线表示平均风速随地面高度变化的函数。正常风廓线采用指数模型,距地面 z 米高处的风速 $V(z)$ 表示为:

$$V(z) = V_{\text{hub}} (z/z_{\text{hub}})^{\alpha} \quad (5)$$

式中: z —距地面高度, m; V_{hub} —轮毂高度处风速, m/s; z_{hub} —轮毂高度, m; 幂指数 α 取 0.2。

2.2 极端运行阵风

极端运行阵风轮毂高度处阵风幅值 V_{gust} :

$$V_{\text{gust}} = \min \left\{ 1.35(V_{\text{el}} - V_{\text{hub}}), 3.3 \left(\frac{\sigma_1}{1 + 0.1 \frac{D}{\Lambda_1}} \right) \right\} \quad (6)$$

式中: V_{el} —一年一遇的极大风速期望值, m/s; σ_1 —湍流标准差; D —主转子叶轮直径, m; Λ_1 —湍流尺度参数。

$$\sigma_1 = I_{\text{ref}}(0.75V_{\text{hub}} + 5.6) \quad (7)$$

式中: I_{ref} —风速 15 m/s 时湍流强度期望值。

$$\Lambda_1 = \begin{cases} 0.7z_{\text{hub}}, & z_{\text{hub}} \leq 60 \\ 42, & z_{\text{hub}} \geq 60 \end{cases} \quad (8)$$

极端运行阵风的风速 $V(z, t)$:

$$V(z, t) = \begin{cases} V_{\text{hub}}(z/z_{\text{hub}})^{\alpha} - 0.37V_{\text{gust}} \times \sin(3\pi t/\Gamma) \times \\ [1 - \cos(2\pi t/\Gamma)], & 0 \leq t \leq \Gamma \\ V_{\text{hub}}(z/z_{\text{hub}})^{\alpha}, & \text{其他} \end{cases} \quad (9)$$

式中: Γ —极端风况持续时间, s; 一年一遇的极端运行阵风 Γ 取 10.5 s, 五十年一遇时 Γ 取 14 s, 幂指数 α 取 0.2; t —时间, s。

2.3 极端湍流模型

极端湍流模型采用正常风况的风廓线模型以及由下式给出的湍流纵向分量标准差 σ :

$$\sigma = 2I_{\text{ref}} \left[0.072 \left(\frac{V_{\text{ave}}}{2} + 3 \right) \left(\frac{V_{\text{hub}}}{2} - 4 \right) + 10 \right] \quad (10)$$

式中: V_{ave} —轮毂高度处年平均风速, m/s。

2.4 极端风向变化

极端风向变化幅值 ϕ_e :

$$\phi_e = \pm 4 \arctan \left\{ \frac{\sigma_1}{V_{\text{hub}} \left[1 + 0.1 \left(\frac{D}{\Lambda_1} \right) \right]} \right\} \quad (11)$$

其中 ϕ_e 在 $\pm 180^\circ$ 范围内波动。

风向瞬时值 $\phi(t)$:

$$\phi(t) = \begin{cases} 0^\circ, & t < 0 \\ \pm 0.5\phi_e [1 - \cos(\pi t/\Gamma)], & 0 \leq t \leq \Gamma \\ \phi_e, & t > \Gamma \end{cases} \quad (12)$$

式中:一年一遇的极端风向变化取 6 s。

3 变桨控制器与偏航控制器设计

极端风况对风力机关键部位载荷产生不利影响。实际工程中,主要以叶片根部载荷反映整个叶片的载荷情况。针对风速变化与风向变化两种不同

类型的极端风况,分别采用独立变桨控制和偏航控制研究双转子风力机降载控制策略,以降低主副转子叶根处的载荷。

3.1 独立变桨控制策略

独立变桨控制可以减小叶片的不平衡载荷,抑制叶片根部挥舞方向的弯矩波动。本文基于自抗扰控制,对双转子风力机独立变桨控制策略开展研究。自抗扰控制(Auto Disturbance Rejection Control, ADRC)是一种非线性控制方法,具有控制精度高、鲁棒性强等优点。

3.1.1 自抗扰控制

自抗扰控制器由跟踪微分器、扩张状态观测器和非线性误差反馈控制律三部分构成^[15]。

跟踪微分环节为:

$$\begin{cases} \dot{v}_1 = v_2 \\ \dot{v}_2 = fhan(v_1, v_2, r, h_0) \end{cases} \quad (13)$$

式中: v_1 —输入的快速无超调过渡信号; v_2 —微分信号; $fhan$ —最速控制综合函数。

其中, $fhan$ 为:

$$\begin{cases} d = \gamma h_0 \\ d_0 = hd \\ y = v_1 + hv_2 \\ a_0 = \sqrt{d^2 + 8r|y|} \\ a = \begin{cases} v_2 + \frac{(a_0 - d)}{2} \text{sign}(y), |y| > d_0 \\ v_2 + \frac{y}{h}, |y| \leq d_0 \end{cases} \\ fhan = - \begin{cases} r \text{sign}(a), |a| > d \\ r \frac{a}{d}, |a| \leq d \end{cases} \end{cases} \quad (14)$$

式中: γ —速度因子; h_0 —滤波因子; h —采样时间,s。

扩张状态观测环节为:

$$\begin{cases} e = z_1 - y \\ \dot{z}_1 = z_2 - \beta_{01}e \\ \dot{z}_2 = z_3 - \beta_{02}fal(e, \alpha_1, \delta) + b_0u \\ \dot{z}_3 = -\beta_{03}fal(e, \alpha_2, \delta) \end{cases} \quad (15)$$

式中: z_i — v_i 的估计值; z_3 —未知扰动的估计值; β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} —观测器系数; e —系统输出的实际值与估计值之差; α —跟踪速度系数,根据经验一般取 $\alpha_1 =$

$0.5, \alpha_2 = 0.25; \delta$ —线性段的区间长度; b_0 —补偿因子 fal 函数是具有线性段的非线性函数。

$$fal(e, \alpha, \delta) = \begin{cases} |e|^\alpha \text{sign}(e), |e| > \delta \\ \frac{e}{\delta^{\alpha-1}}, |e| \leq \delta \end{cases} \quad (16)$$

非线性误差反馈控制律环节为:

$$\begin{cases} e_1 = v_1 - z_1 \\ e_2 = v_2 - z_2 \\ u_0 = \beta_1 fal(e_1, \alpha_3, \delta) + \beta_2 fal(e_2, \alpha_4, \delta) \\ u = \frac{u_0 - z_3}{b_0} \end{cases} \quad (17)$$

利用跟踪微分器获取输入信号的快速无超调过渡信号 v_1 及其微分信号 v_2 , 扩张状态观测器可以获得输出信号的观测值 z_1 及其微分的观测值 z_2 , 分别对 v_1, z_1 和 v_2, z_2 作差, 调整系数 α_3, α_4 与 β_1, β_2 进行非线性组合, 得出控制量 u_0 , 再将 u_0 与扩张状态观测器的未知扰动估计值 z_3 进行线性组合, 最终得到输出值 u 。

3.1.2 基于自抗扰的独立变桨控制

风力机的独立变桨控制过程包括协同变桨控制过程与偏差变桨控制过程, 主副转子分别进行独立变桨控制。以主转子为例, 控制过程如下。

(1) 协同变桨控制过程: 在主转子功率达到额定功率后取一平衡点, 在该点处对气动扭矩 T_r 进行泰勒级数展开, 可得:

$$T_r - T_r^* = \frac{\partial T_r}{\partial \omega_r} \Delta \omega_r + \frac{\partial T_r}{\partial \beta} \Delta \beta + \frac{\partial T_r}{\partial V} \Delta V + H \quad (18)$$

式中: T_r —转子扭矩; ω_r —转子转速; β —桨距角; H —高次项; T_r^* —转子参考扭矩。

令 $f_1 = \frac{\partial T_r}{\partial \omega_r}, f_2 = \frac{\partial T_r}{\partial \beta}, f_3 = \frac{\partial T_r}{\partial v}$, 并以 $\Delta \omega_r$ 为协同变桨控制器的输入, 可以得到:

$$J \Delta \dot{\omega}_r = f_1 \Delta \omega_r + f_2 \Delta \beta + f_3 \Delta V + H \quad (19)$$

令 $f_4 = \frac{f_2}{J_r \tau}, f_5 = \frac{\tau s + 1}{J_r \tau} (f_3 \Delta V + H)$, 其中 τ 为时间常数; J_r 为转子转动惯量, 可得:

$$\Delta \ddot{\omega}_r = \frac{\tau f_1 - J_r}{J_r \tau} \Delta \dot{\omega}_r + \frac{f_1}{J_r \tau} \Delta \omega_r + f_4 \Delta \beta + f_5 \quad (20)$$

根据上式, 设计了基于自抗扰的协同变桨控制器, 其输入为发电机转速额定值与实际值之差, 输出为协同变桨桨距角。

偏差变桨控制过程如下:将叶根挥舞弯矩通过 $d-q$ 坐标变换,转换为轮毂坐标系下的俯仰力矩 M_{tilt} 和偏航力矩 M_{yaw} 。变换如下:

$$\begin{pmatrix} M_{\text{tilt}} \\ M_{\text{yaw}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta + \frac{4\pi}{3}\right) \\ \sin\theta & \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta + \frac{4\pi}{3}\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_{y1} \\ M_{y2} \\ M_{y3} \end{pmatrix} \quad (21)$$

式中: θ —风轮的方位角,rad; M_{y_i} ($i = 1, 2, 3$)—叶片的叶根挥舞弯矩,kN·m。

分别以 M_{tilt} 和 M_{yaw} 作为偏差变桨自抗扰控制器的输入,轮毂坐标系下的桨距角 β_d 和 β_q 为输出,再将 β_d 和 β_q 进行 $d-q$ 反变换,得到各叶片的桨距角偏差值 $\beta_a, \beta_b, \beta_c$ 。桨距角偏差值的变换如下:

$$\begin{pmatrix} \beta_a \\ \beta_b \\ \beta_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta & \sin\theta \\ \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta + \frac{4\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta + \frac{4\pi}{3}\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \beta_d \\ \beta_q \end{pmatrix} \quad (22)$$

独立变桨控制的输出值为协同变桨桨距角 β_0 与偏差变桨桨距角 $\beta_a, \beta_b, \beta_c$ 之和。双转子风力机独立变桨控制框图如图 4 所示。下标 M 代表主转子, A 代表副转子。

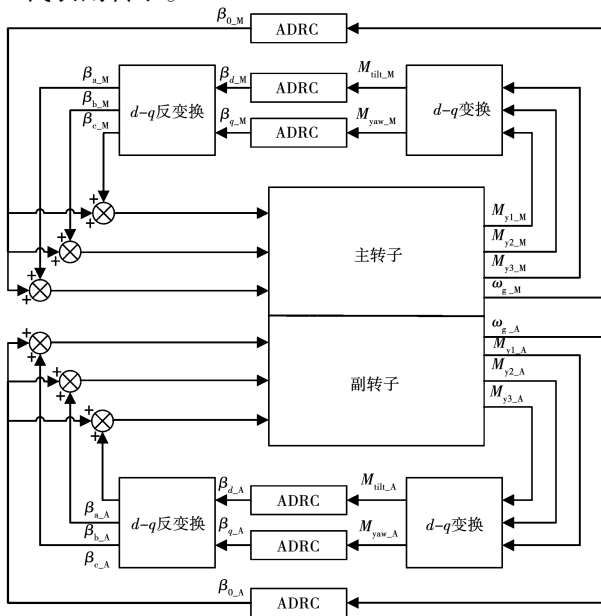


图 4 双转子风力机变桨控制原理

Fig. 4 Variable pitch control principle of dual-rotor wind turbine

3.2 偏航控制策略

在偏航工况下,叶片产生振动和变形。偏航系统频繁进行对风操作,导致偏航轴承持续承载。因此在风向发生改变的极端风况下,偏航控制策略至关重要。

本文采用二维模糊控制器,以风向角度的偏差 E 和偏差变化率 E_c 为输入,以偏航角 $\Delta\mu$ 为输出。将输入量与输出量模糊化,模糊语言值为:

$$\begin{cases} E = \{NB, NM, NS, ZO, PS, PM, PB\} \\ E_c = \{NB, NM, NS, ZO, PS, PM, PB\} \\ \Delta\mu = \{NB, NM, NS, ZO, PS, PM, PB\} \end{cases} \quad (23)$$

式中:NB—负大;NM—负中;NS—负小;ZO—零;PS—正小;PM—正中;PB—正大。

4 极端风况下双转子风力机运行控制仿真

4.1 稳态风况下双转子风力机降载控制仿真

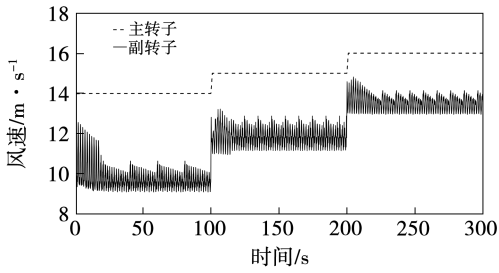
在风速从 14 ~ 16 m/s、每间隔 100 s 阶跃增加 1 m/s 的稳态风况下,仿真时间为 300 s。载荷动态特性计算如表 3 所示,主副转子在不同控制策略下的叶根挥舞弯矩和功率曲线如图 5 所示。

表 3 稳态风况下载荷动态特性

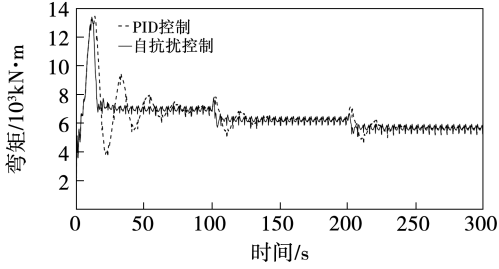
Tab. 3 Dynamic characteristics of load under steady wind conditions

控制策略	steady wind conditions		
	副转子功率 超调量/%	主转子叶根 挥舞弯矩标 准差/kN·m	副转子叶根 挥舞弯矩标 准差/kN·m
PID 控制	18.0	1 327.7	282.0
自抗扰控制	9.3	1 022.3	272.2

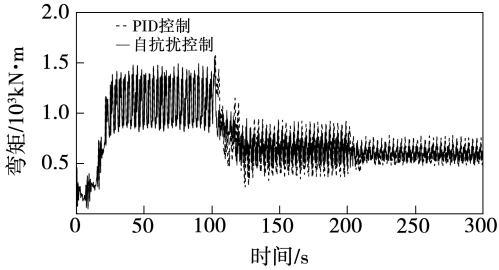
仿真结果表明:在稳态风况下,自抗扰控制器的桨距角调整速度较快,降低了输出功率的超调量和调节时间,有效减小了叶根挥舞弯矩的尖峰载荷;主副转子叶根挥舞弯矩标准差分别降低了 23.0% 和 3.5%,且输出功率的调节时间和超调量也更小。可见,基于自抗扰的降载控制策略既保证了风力机输出功率的稳定,又能有效抑制叶根挥舞弯矩波动,控制效果明显优于传统 PID 独立变桨控制。



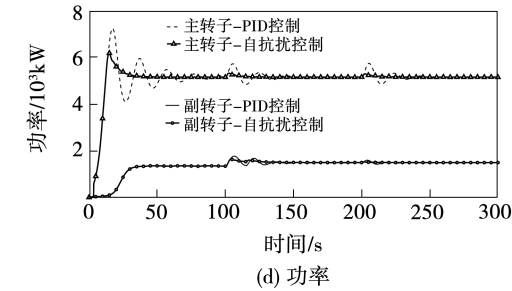
(a) 主、副转子轮毂高度处风速曲线



(b) 主转子叶根挥舞弯矩



(c) 副转子叶根挥舞弯矩



(d) 功率

图 5 稳态风况下双转子风力机不同控制策略仿真结果

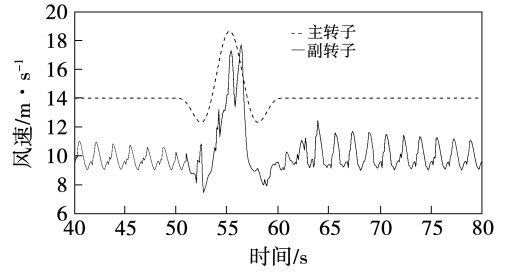
Fig. 5 Simulation results of different control strategies for dual-rotor wind turbine under steady state wind conditions

4.2 极端风况下双转子风力机降载控制仿真

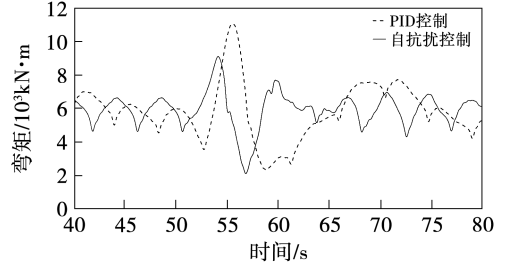
4.2.1 极端运行阵风下降载控制仿真

在风况为平均风速 14 m/s、幅值 6.3 m/s、阵风持续时间 10.5 s 的极端运行阵风下,时间从 40 s 到 80 s 时,主副转子在不同控制策略下的叶根挥舞弯矩和功率曲线如图 6 所示,载荷动态特性计算如表 4 所示。

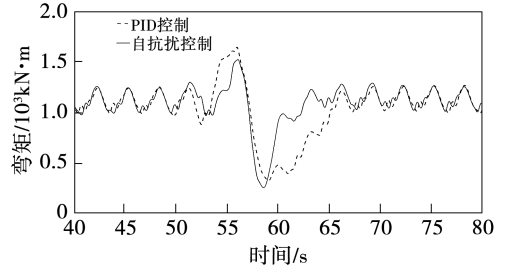
仿真结果表明,极端运行阵风下,对比传统 PID 控制,基于自抗扰降载控制策略的主副转子叶根挥舞弯矩标准差分别降低了 27.0% 和 24.1%,输出功率超调量分别降低了 19.7% 和 13.6%。



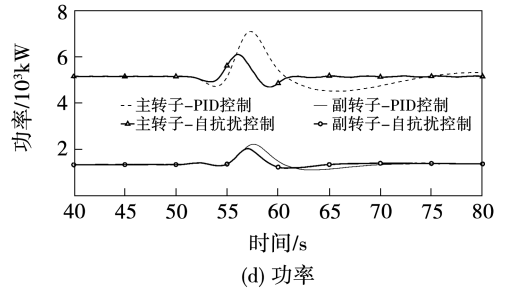
(a) 主副转子轮毂高度处风速曲线



(b) 主转子叶根挥舞弯矩



(c) 副转子叶根挥舞弯矩



(d) 功率

图 6 极端运行阵风下双转子风力机不同控制策略仿真

Fig. 6 Simulation of different control strategies for dual-rotor wind turbine under extreme operating gust

表 4 极端运行阵风下载荷动态特性

Tab. 4 Dynamic characteristics of load under extreme operating gust

控制策略	主转子叶根挥舞弯矩	副转子叶根挥舞弯矩
	标准差/kN·m	标准差/kN·m
PID 控制	1 432.0	265.7
自抗扰控制	1 045.4	201.6

4.2.2 极端湍流模型下降载控制仿真

在风况为平均风速 15 m/s、湍流强度 0.25 的极

端湍流模型下,仿真时间为 250 s。主副转子在不同控制策略下的叶根挥舞弯矩和功率曲线如图 7 所示,载荷动态特性计算如表 5 所示。

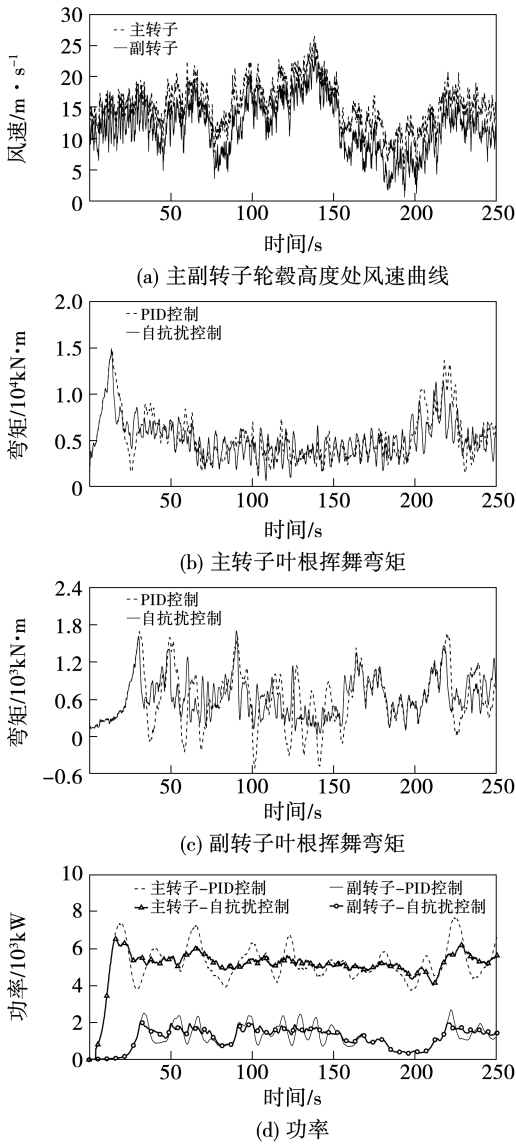


图 7 极端湍流模型下双转子风力机不同控制策略仿真

Fig. 7 Simulation of different control strategies for dual-rotor wind turbine under extreme turbulence model

表 5 极端湍流模型下载荷动态特性

Tab. 5 Dynamic characteristics of load under extreme turbulence model

控制策略	主转子叶根挥舞弯矩	副转子叶根挥舞弯矩
	标准差/kN·m	标准差/kN·m
PID 控制	2 554.9	439.5
自抗扰控制	2 082.7	325.4

仿真结果表明:在极端湍流模型下,传统 PID 控制无法将功率稳定在额定功率附近,且叶根挥舞弯矩波动剧烈;基于自抗扰降载控制策略的主副转子叶根挥舞弯矩标准差分别降低了 18.5% 和 26.0%。

4.2.3 极端风向变化下载载控制仿真

在风况为平均风速 12 m/s、风向变化 32.5°、持续时间 6 s 的极端风向变化下,时间从 30 s 到 100 s 时,双转子风力机在不同控制策略下的叶根挥舞弯矩与偏航轴承滚动力矩如图 8 所示,载荷动态特性计算如表 6 所示。

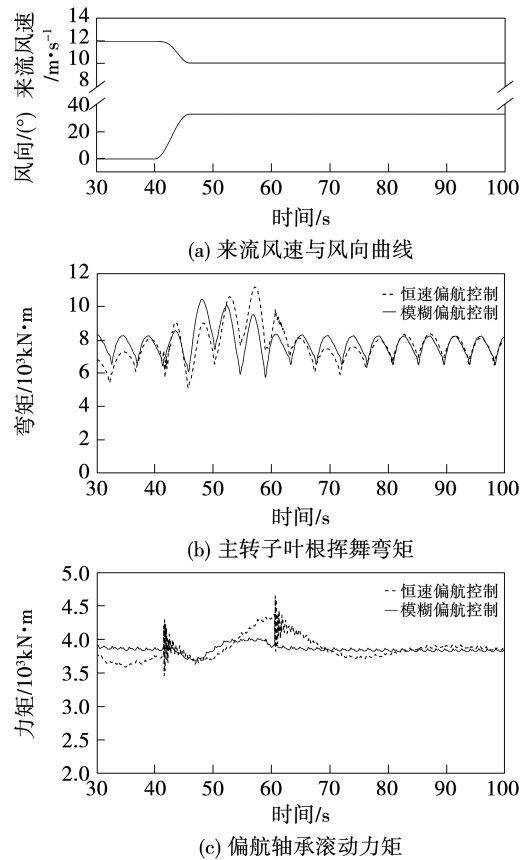


图 8 极端风向变化下双转子风力机不同控制策略仿真

Fig. 8 Simulation of different control strategies for dual-rotor wind turbine under extreme wind direction change

表 6 极端风向变化下载荷动态特性

Tab. 6 Dynamic characteristics of load under extreme wind direction change

控制策略	主转子叶根挥舞弯矩	偏航轴承滚动力矩
	标准差/kN·m	标准差/kN·m
PID 控制	1 048.9	89.5
自抗扰控制	868.9	65.0

仿真结果表明:在极端风向变化下,传统恒速偏航控制在启动与停止偏航时,叶根挥舞弯矩与偏航轴承滚动力矩会产生波动,易引起机械结构疲劳损伤;基于模糊规则的偏航控制使主转子叶根挥舞弯矩标准差降低了 17.2%,偏航轴承滚动力矩标准差降低了 27.4%,减小了双转子风力机的气动载荷,降低了偏航执行机构的疲劳程度。

5 结 论

为了双转子风力机在极端风况下安全稳定运行,本文基于双转子风力机气动与控制仿真系统,提出了双转子风力机的降载复合控制策略,设计了基于自抗扰的独立变桨控制器与基于模糊规则的偏航控制器,得到以下结论:

(1) 在正常风况下,基于自抗扰的双转子风力机独立变桨控制策略能够降低叶根载荷,稳定输出功率。与传统 PID 独立变桨控制相比,主副转子叶根挥舞弯矩标准差分别降低了 23.0% 和 3.5%,控制效果明显。

(2) 极端风况为极端运行阵风与极端湍流模型时,与 PID 控制策略相比,基于自抗扰的双转子风力机降载控制策略对载荷波抑制幅度达到 18% 以上,对叶根载荷具有明显抑制效果。

(3) 极端风况为极端风向变化时,相比传统恒速偏航,基于模糊规则的双转子风力机偏航控制策略使主转子叶根挥舞弯矩标准差降低了 17.2%,偏航轴承滚动力矩标准差降低了 37.6%,能够有效降低叶片的疲劳载荷,抑制叶根载荷波动。

参考文献:

- [1] HABASH R, GROZA V, YANG Y, et al. Performance testing and control of a small wind energy converter[C]//2011 Sixth IEEE International Symposium on Electronic Design, Test and Applications; DELTA 2011, Queenstown, New Zealand, 2011.
- [2] WANG Zhen-yu, TIAN Wei, OZBAY A. An experimental study on the aeromechanics and wake characteristics of a novel twin-rotor wind turbine in aturbulent boundary layer flow[J]. Experiments in Fluids, 2016, 57(9): 133 - 150.
- [3] JUNG S N, NO T S, RYU K W. Aerodynamic performance prediction of a 30 kW counter-rotating wind turbine system[J]. Renewable Energy, 2005, 30(5): 631 - 644.
- [4] OZBAY A, TIAN W, HU H. Experimental investigation on the wake characteristics and aeromechanics of dual-rotor wind turbines[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2016, 138(4): 042602. 1 - 042602. 15.
- [5] 郭坤翔, 李德源, 黄俊东. 极端运行阵风下后掠型风力机叶片的气动特性研究[J]. 广东工业大学学报, 2020, 37(5): 100 - 104.
GUO Kun-xiang, LI De-yuan, HUANG Jun-dong. A study of aerodynamic characteristics of back-swept wind turbine blades under extreme operating gusts[J]. Journal of Guangdong University of Technology, 2020, 37(5): 100 - 104.
- [6] MAEDA T, KAMADA Y. Study effect of extreme wind direction change on 3-bladed horizontal axis wind turbine[J]. International Journal of Renewable Energy Development, 2019, 8(3): 261 - 266.
- [7] WANG Y, CAI X, WU A, et al. Turbulence intensity identification and load reduction of wind turbine under extreme turbulence[J]. Ocean Engineering, 2022, 257: 111710.
- [8] 李 洋. 考虑极端风况预测的风电机组塔架载荷控制策略研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2022.
LI Yang. Research on wind turbine tower load control strategy considering extreme wind condition prediction[D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2022.
- [9] 周云龙, 杨承志, 李律万. 新型双风轮风力机气动特性的三维流场数值模拟[J]. 动力工程学报, 2012, 32(9): 698 - 704.
ZHOU Yun-long, YANG Cheng-zhi, LI Lyu-wan. 3D flow field numerical simulation on aerodynamic characteristics of new double-rotor wind turbines[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering, 2012, 32(9): 698 - 704.
- [10] IEC 61400-1:2019 wind energy generation systems, part1: design requirements[S].
- [11] JONKMAN J M, BUHL J M L. FAST user's guide[R]. NREL/EL-500-38230, USA: National Renewable Energy Laboratory, 2005.
- [12] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development[R]. NREL/TP-500-38060, USA: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [13] RINKER J, DYKES K. WindPACT reference wind turbines[R]. NREL/TP-5000-67667, USA: National Renewable Energy Laboratory, 2018.
- [14] 叶航冶. 风力发电机组的控制技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2015.
YE Hang-ye. Wind turbines control technology[M]. Beijing: Mechanical Industry Press, 2015.
- [15] 韩京清. 从 PID 技术到“自抗扰控制”技术[J]. 控制工程, 2002, 9(3): 13 - 18.
HAN Jing-qing. From PID technique to active disturbances rejection control technique[J]. Control Engineering of China, 2002, 9(3): 13 - 18.