

doi: 10.11835/j.issn.1000-582X.2024.220

引用格式:王晓兰,李朝辉.双馈风机宽频受迫扭振抑制的模型参考自适应控制方法[J].重庆大学学报,2025,48(9): 37-49.



双馈风机宽频受迫扭振抑制的模型参考 自适应控制方法

王晓兰^{a,b}, 李朝辉^{a,b}

(兰州理工大学 a. 电气工程与信息工程学院; b. 电气与控制工程国家级实验教学示范中心, 兰州 730050)

摘要:湍流风激励场景下双馈风力发电系统轴系传动链在低频段存在宽频受迫扭振问题,影响机组稳定运行。提出了扭振抑制的模型参考自适应控制(model reference adaptive control, MRAC)方法,建立了考虑最优转矩控制和带通滤波器参数的轴系宽频受迫扭振模型,利用系统输入量和输出量设计前馈控制器和自适应控制律,避免了传动链状态变量不易测量的难题,使向双馈风力发电系统传动链提供主动阻尼的带通滤波器主要参数进行自适应调节,最终传动链动态响应跟踪稳定的参考模型。以 1.5 MW 双馈风力发电系统为例,在持续性湍流风激励场景下,仿真验证 MRAC 的跟踪效果,对比电气阻尼重塑方法和 MRAC 方法对宽频受迫扭振的抑制性能。结果表明,所提出的 MRAC 方法能够使被控对象稳定跟踪参考模型,跟踪平均误差不超过 4.94%;相比于电气阻尼重塑方法,采取 MRAC 对双馈风力发电系统传动链宽频受迫扭振抑制效果提升了 21.77%,柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率波动均减小。

关键词:双馈风力发电系统;轴系传动链;宽频受迫扭振;模型参考自适应控制;扭振抑制

中图分类号:TM614

文献标志码:A

文章编号:1000-582X(2025)09-037-13

Model reference adaptive control method for wideband forced torsional vibration suppression in doubly-fed wind turbines

WANG Xiaolan^{a,b}, LI Zhaojun^{a,b}

(a. College of Electrical and Information Engineering; b. National Experimental Teaching Demonstration Center for Electrical and Control Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, P. R. China)

Abstract: Under turbulent wind excitation, the drive chain of the shaft system in doubly-fed wind power generation systems experiences wideband forced torsional vibrations in the low-frequency range, compromising the stable operation of the turbine. To address this issue, a model reference adaptive control (MRAC) method for torsional vibration suppression is proposed. A wideband forced torsional vibration model is established, incorporating optimal torque control and bandpass filter parameters. To overcome the challenge of unmeasurable

收稿日期:2023-10-01 网络出版日期:2024-07-19

基金项目:国家自然科学基金资助项目(61963024)。

Supported by National Science Foundation of China (61963024).

作者简介:王晓兰(1963—),女,教授,博士生导师,主要从事可再生能源发电技术,风力发电系统控制与优化等研究,(E-mail)wangzt@lut.edu.cn。

通信作者:李朝辉,男,硕士研究生,(E-mail)lutleehz@163.com。

transmission chain state variables, a feedforward controller and an adaptive control law are designed based on system inputs and outputs. The bandpass filter parameters are adaptively adjusted to provide active damping, enabling the transmission chain's dynamic response to track a stable reference model. Using a 1.5 MW doubly-fed wind power generation system as a case study, the effectiveness of MRAC is validated through simulations under sustained turbulent wind conditions. The torsional vibration suppression performance of the MRAC method is compared with that of the electrical damping reshaping method. Results show that the proposed MRAC method achieves stable tracking of the controlled object, with an average tracking error not exceeding 4.94%. Compared to the electrical damping reshaping method, MRAC improves wideband torsional vibration suppression by 21.77%, and significantly reduces fluctuations in both shaft torque and generator active power output.

Keywords: doubly-fed wind power generation system; shaft system transmission chain; wideband forced torsion; model reference adaptive control; torsional vibration suppression

风力发电系统在个体发电能力和整体电力需求方面正在加速^[1-2]。由于恶劣的环境和剧烈的冲击载荷,尤其是在湍流风这种非线性风况下,风力发电机故障率高于其他工业领域,风电机组轴系在受到外部风速扰动时会产生扭振,对机组关键部件造成不可逆损伤^[3-4],影响发电效率和电能质量。

近30年来,国内外学者对风电机组扭振问题的研究主要集中在以下几个方面:第一,在传动链上施加阻尼。通过在风电机组传动系统中加入一个不同适当的阻尼器的策略已经有效抑制了由湍流风引起的扭振^[5-6];Licari等^[7]对比基于带通滤波器、模型的阻尼器,表明当系统存在模型不确定性时,基于模型的阻尼器具有更优的阻尼性能;Li等^[8]将PID与扭振负荷控制器相结合,提出了双通道主动阻尼控制措施;司金冬等^[9]提出基于电气阻尼-刚度控制的双馈风机轴系扭振抑制策略。第二,通过风机俯仰角控制传动链机械转矩来抑制扭振。Rahimi^[10]研究了基于双馈感应发电机在功率控制模式下扭转机电振荡的动态性能;Liu等^[11]阐述了扭振的机理和原因,指出扭振是由扰动风和直接功率控制(direct power control, DPC)策略引起的。Mohammadi等^[12]采用自适应算法的内部模型控制(internal model control, IMC)方法,识别塔架的振动频率,消除振动信号。第三,一些先进的算法也应用到了扭振抑制上。Takahashi等^[13]提出了在三惯性系统中使用 H_∞ 观测器和轴向扭振抑制的转矩估计方法;文献[14-16]针对风电机组传动链提出了滑模控制、高阶滑模控制来减轻传动链扭振;Fateh等^[15]提出了有效抑制两质量系统扭振的滑模模糊控制结构。第四,部分学者还研究了电网故障下轴系扭振抑制问题。贾锋等^[17]针对已投入运行的机组无法重新配置轴系参数的问题,提出了考虑发电机转速的传动轴阻尼虚拟配置方法。应有等^[18]对大型双馈风电机组电网故障穿越过程中的载荷特性展开了详细分析。

在持续性湍流风激励下,双馈风力发电系统轴系在低频段存在较宽频带分布的扭振分量,李辉等^[19]最早关注到该问题;贾锋等^[20]将主导模态之外的扭振分量归结为持续性湍流激励引发的宽频受迫扭振,并提出轴系电气阻尼重塑方法,但是该方法通过试凑整定带通滤波器的参数,滤波效果对外界干扰敏感,影响发电机的输出功率性能;贾锋等^[21]通过对发电机转动惯量的虚拟配置,以及对阻尼和转动惯量2个分量的控制,实现了发电机转动惯量和电气阻尼结合的扭振抑制策略。

综上所述,现有研究主要侧重于研究轴系扭振经机电耦合对电网产生的影响,以及轴系自身降载,通过带通滤波器提取风机轴系转速信号,据此增大传动链阻尼,抑制风电机组轴系传动链扭振;或通过桨距角变化来控制传动链机械转矩进而抑制扭振。但是,在持续性湍流风激励下的宽频受迫扭振抑制的研究仍处于初步阶段。基于模型参考自适应控制的思想,提出了一种新的双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振抑制策略,利用系统输入量和输出量来设计前馈控制器和自适应控制律调节带通滤波器的参数,使被控对象跟踪参考模型,从而实现对宽频受迫扭振的抑制。通过仿真对比,在持续性湍流激励下,采用模型参考自适应控制

(model reference adaptive control, MRAC)能够对双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振起到更好的抑制作用。

1 双馈风力发电系统轴系传动链模型和宽频受迫扭振特性分析

1.1 双馈风力发电系统轴系传动链模型

当风扫掠过风轮时,根据风力发电机的一般空气动力学模型^[8],风轮捕获的功率为

$$P = \frac{1}{2} \rho C_p(\lambda, \beta) A v^3. \quad (1)$$

根据风电机组产生的功率,得到风轮所受气动转矩 T_t 为

$$T_t = P/\omega_t, \quad (2)$$

式中: ρ 为空气密度; $C_p(\lambda, \beta)$ 为风能利用系数,其值与风轮的叶尖速比 λ 和桨距角 β 有关; A 为风轮扫掠面积; v 为风速; ω_t 为风轮机械旋转角速度。

$C_p(\lambda, \beta)$ 表明了风轮将风力功率转换为旋转机械功率的效率。式(3)是用来模拟 $C_p(\lambda, \beta)$ 的动力学方程,其中的 λ_i 由式(4)给出。风轮叶尖速比、风能利用系数及桨距角的关系曲线在文献[8]中有更详细的说明。

$$C_p(\lambda, \beta) = 0.73 \left(\frac{151}{\lambda_i} - 0.58\beta - 0.002\beta^{2.14} - 13.2 \right) \exp \left(-\frac{18.4}{\lambda_i} \right), \quad (3)$$

$$\lambda_i = \frac{1}{\frac{1}{\lambda - 0.02\beta} + \frac{0.003}{\beta^3 + 1}}, \quad (4)$$

式中: λ_i 是和叶尖速比 λ 、桨距角 β 及 C_p 曲线有关的常数。

宽频受迫扭振现象究其本质无异于传统的轴系扭振,因此,基于两质量块模型来分析,图1为双馈风力发电系统轴系两质量块构成图。定义柔性传动轴扭矩 $T_s = D_d(\omega_t - \omega_g) + K_d(\theta_t - \theta_g)$,根据集中质量法,建立式(5)所示的轴系动力学微分方程。

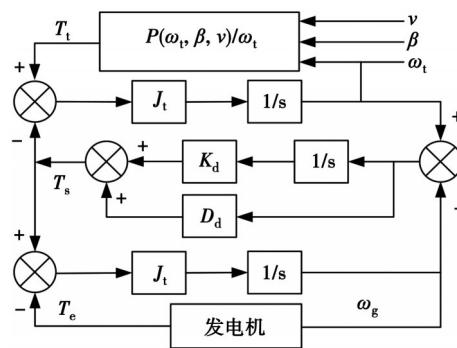


图1 双馈风力发电系统轴系两质量块构成图

Fig. 1 Two mass block of the shaft system in doubly-fed wind power system

$$\begin{cases} J_t \frac{d\omega_t}{dt} = T_t - T_s, \\ J_g \frac{d\omega_g}{dt} = T_s - T_e, \end{cases} \quad (5)$$

式中: J_t, J_g 分别为风轮和发电机转子的转动惯量; ω_g 为发电机转子的旋转角速度; θ_t, θ_g 分别为风轮和发电机转子角位移; T_t 为气动转矩; T_e 为发电机电磁转矩; D_d 为传动链等效阻尼; K_d 为传动链等效刚度。

1.2 双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振特性分析

文献[21]通过对风速、发电机转速及扭矩的快速傅里叶变换(fast fourier transform, FFT)分析,发现低频扭振与湍流风速的频谱分布几乎完全对应,表现为湍流风激励下的受迫扭振,将其定性为“持续性湍流激励下的宽频受迫扭振”。

通过建立宽频受迫扭振模型来描述湍流风激励下,双馈风力发电系统轴系传动链在低频段范围内存在的宽频受迫扭振。

对式(5)描述的轴系动力学方程做拉普拉斯变换,整理可得

$$J_t s \Delta \omega_t(s) = \Delta T_t(s) - D_d [(\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s))] - K_d \frac{1}{s} [\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s)], \quad (6)$$

$$J_g s \Delta \omega_g(s) = D_d [\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s)] + K_d \frac{1}{s} [\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s)] - \Delta T_e(s). \quad (7)$$

对前文中定义的柔性传动轴扭矩 T_s 做拉普拉斯变换,得

$$\Delta T_s(s) = D_d [(\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s))] - K_d \frac{1}{s} [\Delta \omega_t(s) - \Delta \omega_g(s)]. \quad (8)$$

在气动转矩 T_t 的作用下,文献[20]探索了镇定轴系受迫扭振的发电机电磁转矩 T_e 的控制方法,在最优转矩控制(optimal torque control, OTC)的基础上,叠加扭振特征频率转矩纹波分量,构成主动阻尼控制,为

$$T_e = k_{opt} \omega_g^2 + K_{BPF} G_{BPF}(s) \omega_g, \quad (9)$$

式中: k_{opt} 为最优转矩系数,由风力发电机参数决定; $G_{BPF}(s)$ 为带通滤波器传递函数,为

$$G_{BPF}(s) = \frac{2\zeta\omega_c s}{s^2 + 2\zeta\omega_c s + \omega_c^2}, \quad (10)$$

式中: K_{BPF} 、 ζ 、 ω_c 分别为带通滤波器的增益系数、阻尼比、中心频率。

将式(9)泰勒展开,忽略高次项,并做拉普拉斯变换,整理可得:

$$\Delta T_e(s) = 2k_{opt} \Delta \omega_g(s) \omega_{g0} + K_{BPF} G_{BPF}(s) \Delta \omega_g(s). \quad (11)$$

令 $b_{gv} = 2k_{opt} \omega_{g0}$, 则式(6)变为

$$\Delta T_e(s) = b_{gv} \Delta \omega_g(s) + K_{BPF} G_{BPF}(s) \Delta \omega_g(s), \quad (12)$$

式中: $\Delta T_e(s)$ 为发电机电磁转矩变化量; b_{gv} 为全频段电气阻尼。

根据式(6)(8)可得风力机转速变化量为

$$\Delta \omega_t(s) = \frac{\Delta T_t(s) - \Delta T_s(s)}{J_t s}. \quad (13)$$

结合式(7)(8)(12)(13)可得发电机转速变化量为

$$\Delta \omega_g(s) = \frac{\Delta T_s(s)}{J_g s + b_{gv} + K_{BPF} G_{BPF}(s)}. \quad (14)$$

综上所述,将式(13)(14)代入式(6)(7),可得宽频受迫扭振数学模型:

$$\begin{aligned} W_p(s) = \frac{\Delta T_s(s)}{\Delta T_t(s)} = & \frac{J_g D_d s^4 + [J_g (2D_d \zeta \omega_c + K_d) + b_{gv} D_d] s^3 + [J_g (D_d \omega_c^2 + 2K_d \zeta \omega_c) + 2(K_{BPF} + b_{gv}) D_d \zeta \omega_c + b_{gv} K_d] s^2 +} \\ & \frac{[\omega_c^2 (J_g K_d + b_{gv} D_d) + 2K_d \zeta \omega_c (K_{BPF} + b_{gv})] s + b_{gv} K_d \omega_c^2}{J_t J_g s^5 + [2J_t J_g \zeta \omega_c + J_t (b_{gv} + D_d) + J_g D_d] s^4 + [J_t J_g \omega_c^2 + 2J_t \zeta \omega_c (b_{gv} + D_d) + J_g (2D_d \zeta \omega_c + K_d) + b_{gv} D_d] s^3 +} \\ & \frac{[2\zeta \omega_c (J_t K_{BPF} + J_g K_d + D_d K_{BPF} + b_{gv} D_d) + J_t (b_{gv} + D_d) + J_g D_d \omega_c^2 + b_{gv} K_d] s^2 +} \\ & \frac{[\omega_c^2 (J_g K_d + b_{gv} D_d) + 2K_d \zeta \omega_c (K_{BPF} + b_{gv})] s + b_{gv} K_d \omega_c^2}{J_t J_g s^6 + [2J_t J_g \zeta \omega_c + J_t (b_{gv} + D_d) + J_g D_d] s^5 + [J_t J_g \omega_c^2 + 2J_t \zeta \omega_c (b_{gv} + D_d) + J_g (2D_d \zeta \omega_c + K_d) + b_{gv} D_d] s^4 +} \end{aligned} \quad (15)$$

式(15)中轴系宽频受迫扭振模型考虑了转矩的主动阻尼控制,对应的轴系构成如图2所示。

式(15)的传递函数输入为电气转矩波动量,输出为传动轴扭矩波动量,其频域特性阐明了双馈风力发电系统主动阻尼控制中的带通滤波器参数对于宽频受迫扭振的影响,其幅频响应幅值越小,表明相同的湍流激励下轴系扭振幅度越小。

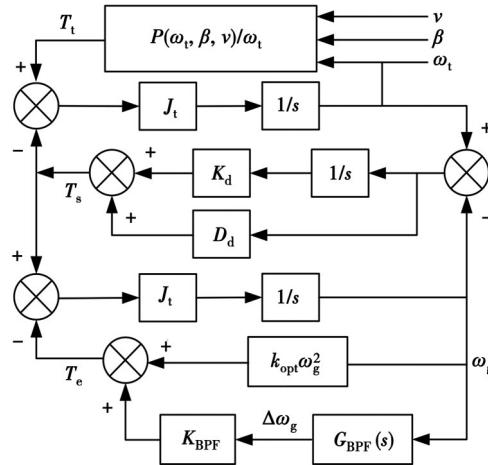


图2 考虑最优转矩和带通滤波器的双馈风力发电系统轴系构成图

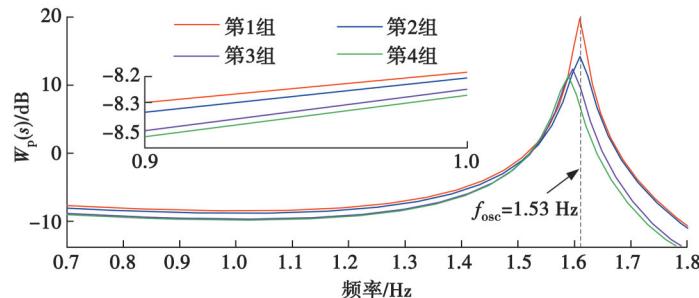
Fig. 2 Shaft system in doubly-fed wind power system considering OTC and bandpass filters

风电机组的OTC控制 $k_{\text{opt}}\omega_g^2$,线性化后得到 $b_{\text{gv}}=2k_{\text{opt}}\omega_{\text{g0}}$,接下来研究BPF关键参数:增益系数 K_{BPF} 、阻尼比 ζ 、中心频率 ω_c 对宽频受迫扭振的影响,取固定值 $b_{\text{gv}}=0.66$ p.u., BPF参数的设置见表1所示。

表1 BPF参数设置
Table 1 BPF parameters

分组	K_{BPF}	ζ	$\omega_c/(\text{rad}\cdot\text{s}^{-1})$	分组	K_{BPF}	ζ	$\omega_c/(\text{rad}\cdot\text{s}^{-1})$
第1组	10	1	9.6	第3组	10	0.1	9.6
第2组	10	1	19.2	第4组	1	0.1	9.6

将表1中的数据代入式(15)中,分别得到各组数据对应的Bode图,如图3所示。从图中可以得出初步结论:固定 K_{BPF} 和 ζ , ω_c 越小,宽频受迫扭振幅值越低;固定 K_{BPF} 和 ω_c , ζ 越小,宽频受迫扭振幅值越低;固定 ζ 和 ω_c , K_{BPF} 越小,宽频受迫扭振幅值越低。即BPF的参数会影响宽频受迫扭振,据此,文中提出通过调节BPF的参数来抑制宽频受迫扭振的方法。

图3 BPF参数对 $W_p(s)$ 幅值的影响Fig. 3 Effects of BPF parameters on amplitude of $W_p(s)$

2 双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振抑制的模型参考自适应控制方法

在湍流风激励下,风轮转速和发电机电磁转矩的变化除了在特征频率处激发轴系传动链扭振外,在轴系低频段也会激发轴系传动链扭振,其扭振幅度与湍流风谱对应,这种扭振称为宽频受迫扭振^[21]。当外界风速剧烈变化时,宽频受迫扭振幅值会产生相应的变化,针对宽频受迫扭振特性,本节提出湍流风激励下实现宽频受迫扭振抑制的模型参考自适应控制方法。

2.1 利用输入输出的模型参考自适应控制系统组成

由于用梯度法设计模型参考自适应控制系统的自适应律时,需要知道系统的全部状态变量,而风力发电

系统轴系的状态变量不易测量,因此,选择利用输入-输出的模型参考自适应控制律来解决研究中参数自适应问题。

图4为利用输入-输出的MRAC系统的原理图。该方法利用系统输入量和输出量设计前馈控制器和自适应机构,目的是通过对比被控对象 $W_p(s)$ 和参考模型 $W_m(s)$ 的输出,产生广义误差 e_1 ,广义误差信号 e_1 经过自适应机构调整以后,得到的可调参数用来生成控制信号 u , u 对被控对象 $W_p(s)$ 进行实时调整,最终使被控对象 $W_p(s)$ 和参考模型 $W_m(s)$ 之间的广义误差 e_1 趋于最小。

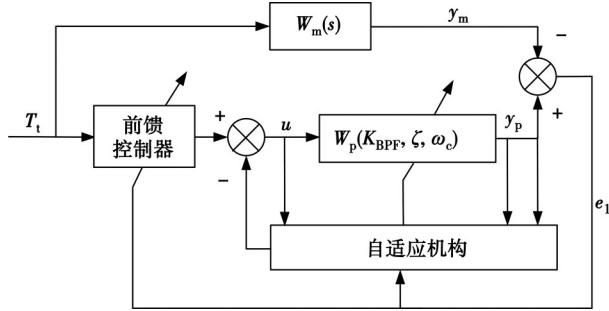


图4 利用输入-输出的MRAC系统原理图

Fig.4 MRAC system with input-output

2.2 轴系宽频受迫扭振抑制中的带通滤波器参数自适应调整算法

利用输入-输出的模型参考自适应控制,需要对比参考模型与被控对象的输出,参考模型的传递函数为

$$W_m(s) = \frac{k_m Z_m(s)}{R_m(s)}, \quad (16)$$

式中: $Z_m(s)$ 和 $R_m(s)$ 分别为 m 阶和 n 阶古尔维兹多项式; k_m 为参考模型增益。

以上述宽频受迫扭振抑制方法为依据,接下来在1.5 MW双馈风力发电系统中设计MRAC模块的前馈控制器和自适应控制律。式(15)描述的宽频受迫扭振模型是一个特征多项式为五阶,分子多项式为四阶的系统,相对阶数为1。

模型参考自适应控制系统的设计过程分为以下4个部分。

1)根据被控对象 $W_p(s)$ 的阶数和相对阶,设计参考模型 $W_m(s)$ 具有相同阶和相同的相对阶,要求 $W_m(s)$ 的分子分母是稳定的多项式,并具有理想的动态性能。

2)选择 $F(s) = Z_m(s)$,构造辅助信号发生器方程;设计前馈控制器。

F_1 辅助信号发生器:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{v}}_1 = \mathbf{Gv}_1 + bu, \\ w_1 = \mathbf{c}^T \mathbf{v}_1, \\ W_1(s) = \mathbf{c}^T (sI - \mathbf{G})^{-1} \mathbf{b} = \frac{C(s)}{N(s)}. \end{cases} \quad (17)$$

F_2 辅助信号发生器:

$$\begin{cases} \mathbf{v}_2 = \mathbf{Gv}_2 + \mathbf{b}y_p, \\ w_2 = \mathbf{d}^T \mathbf{v}_2 + d_0, \\ W_2(s) = d_0 + \mathbf{d}^T (sI - \mathbf{G})^{-1} \mathbf{b} = \frac{D(s)}{N(s)} + d_0. \end{cases} \quad (18)$$

式中: $\mathbf{G} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1 \\ -g_1 & -g_2 & \cdots & -g_{n-1} \end{pmatrix}$ 、 $\mathbf{b} = (0 \ \cdots \ 0 \ \ 1)^T \in \mathbb{R}^{n-1}$ 、 \mathbf{c}, \mathbf{d} 均为 $(n-1)$ 维列向量; $\mathbf{c} = (c_1 \ c_2 \ \cdots \ c_{n-1})^T$,

$\mathbf{d} = (d_1 \ d_2 \ \cdots \ d_{n-1})^T$ 为可调参数向量; d_0 为可调参数; u 为控制量; y_p 为输出量; $C(s)$ 、 $D(s)$ 为 $n-1$ 阶多项

式; $F(s)$ 为稳定多项式。

将式(15)写为 $W_p(s) = k_p Z_p(s) / R_p(s)$ 的形式, 其中, $Z_p(s)$ 和 $R_p(s)$ 分别为 m 阶和 n 阶古尔维兹多项式, k_p 为被控对象增益, 则前馈控制器为

$$k_0 = \frac{k_m}{k_p}。 \quad (19)$$

此时, 双馈风力发电系统的 MRAC 扭振抑制结构图如图 5 所示。

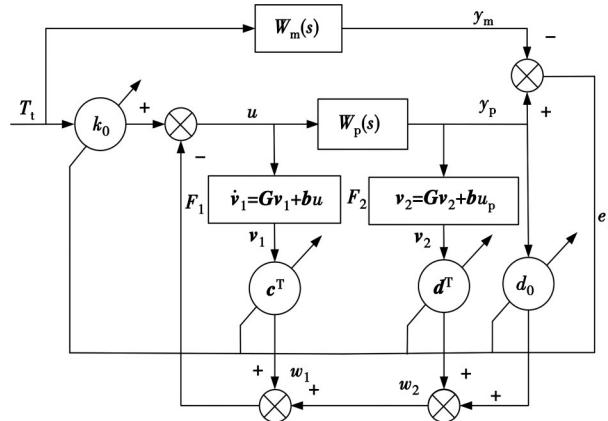


图 5 双馈风力发电系统的 MRAC 扭振抑制结构图

Fig. 5 MRAC torsion vibration suppression structure of doubly-fed wind power system

3) 参数自适应调节规律。选取正定对称矩阵 Γ 为单位对角阵, 则自适应规律为

$$\dot{\Psi} = -\Gamma \phi e_1, \quad (20)$$

式中: $\Psi^T = (k_0 \quad c^T \quad d_0 \quad d^T)$ 为可调参数向量; $\phi^T = (y_r \quad v_1^T \quad y_p \quad v_2^T)$ 为信号向量。

4) 则被控对象的控制律为

$$u = k_0 T_t - \omega_1 - \omega_2 = k_0 T_t + c^T v_1 + d_0 y_p + d^T v_2 = \Psi^T \phi. \quad (21)$$

根据式(15)的宽频受迫扭振模型, 在进行上述 4 个步骤以后, 可以实现被控对象对于参考模型的跟踪, 此时, 带通滤波器的参数 K_{BPF} 、 ζ 、 ω_c 为抑制宽频受迫扭振的最优参数。

3 仿真验证

以某 1.5 MW 双馈风力发电系统为研究对象, 其参数如表 2 所示。仿真验证分为 3 部分: 1) 验证湍流激励下 MRAC 中被控对象对于参考模型的跟踪性能; 2) 验证湍流激励下采取 MRAC 对于双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振的抑制性能; 3) 验证双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率变化特性。

表 2 某 1.5 MW 双馈风电机组参数

Table 2 Parameters of a 1.5 MW doubly-fed wind turbine set

参数	数值	参数	数值
桨叶半径/m	43	$J_t / (\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	4.45×10^6
塔架高度/m	70	$J_g / (\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	8.45×10^5
额定转速/($\text{r} \cdot \text{min}^{-1}$)	1 800	$K_d / (\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1})$	3.03×10^8
低速轴刚度系数/p.u.	173.1	$D_d / (\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1})$	1.72×10^5
低速轴阻尼系数/p.u.	0.1	切出风速/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	25
切入风速/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	3.5		

3.1 MRAC 可调系统对参考模型的跟踪性能分析

在解决实际问题时,湍流风通常由风速谱描述,主要包含单点风速谱和相干函数,单点风速谱描述湍流能量在频域上的分布,相干函数描述湍流在空间不同位置上的相似性。文中主要研究湍流风的频域特性,因此选取单点 Kaimal 风谱,Kaimal 谱的各参数在 IEC61400-1 中有明确规定。风机等级 II 级,湍流等级 B 级仿真生成平均风速为 8.5 m/s,持续时间 150 s 的湍流风,如图 6 所示。

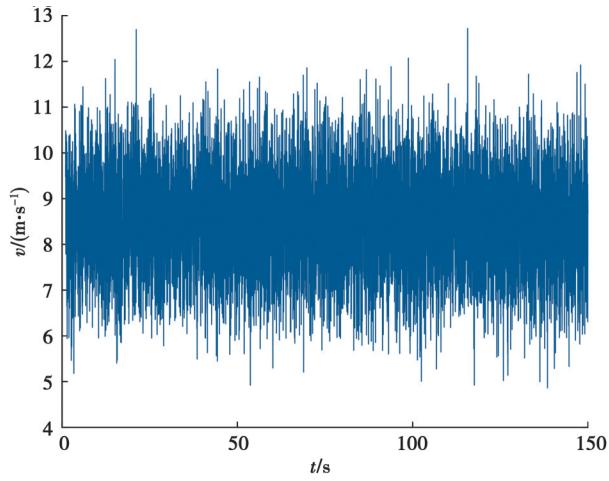


图 6 8.5 m/s 持续性湍流风 Kalman 风谱

Fig. 6 Persistent turbulent wind Kalman wind spectrum with wind speed of 8.5 m/s

设计 MRAC 的自适应机构,选取参数如下:全频段电气阻尼 $b_{gv}=0.66$ p.u.,增益系数 $K_{BPF}=2$,阻尼比 $\zeta=0.3$,中心频率 $\omega_c=2\pi f_{osc}=9.6$ rad/s,将以上参数代入式(15)可得被控对象系统描述为

$$W_p(s) = \frac{s^4 + 1767.378s^3 + 10254.646s^2 + 0.0000163s + 0.127}{25.872s^5 + 155.61s^4 + 4198.9s^3 + 10798.348s^2 + 857.536s + 0.127}.$$

1)选取参考模型

$$W_m(s) = \frac{s^4 + 1281.57s^3 + 9739.6s^2 + 0.0000158s + 0.105}{25.872s^5 + 109.32s^4 + 3762s^3 + 8923.7s^2 + 658.48s + 0.105}.$$

2)选择 $F(s)=Z_m(s)=25.872s^5 + 109.32s^4 + 3762s^3 + 8923.7s^2 + 658.48s + 0.105$,构造辅助信号发生器方程,设计前馈控制器。

辅助信号发生器:

$$\dot{v}_1 = \mathbf{G}v_1 + \mathbf{b}u = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ -6 & -11 & -11 & -6 \end{bmatrix} v_1 + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} u, \dot{v}_2 = \mathbf{G}v_2 + \mathbf{b}y_p = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ -6 & -11 & -11 & -6 \end{bmatrix} v_2 + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} y_p,$$

取前馈控制器初始值

$$k_0 = 0.$$

3)参数自适应调节规律。取 $\Gamma=\text{diag}(1, 1, 1, 1)$,自适应控制律初始值 $\Psi^T=(0 \ 0 \ 0 \ 0)$ 。

4)被控对象的初始控制信号为

$$u = k_0 T_t + \mathbf{c}^T \mathbf{v}_1 + d_0 y_p + \mathbf{d}^T \mathbf{v}_2 = \Psi^T \boldsymbol{\varphi} = 0.$$

给 MRAC 系统输入 150 s 的持续性湍流风激励信号,观察参考模型和可调系统输出及其误差,以及综合控制信号变化曲线、可调参数变化曲线,如图 7 所示。图 7(a)中可调系统对参考模型的跟踪整体效果较好,选取 40~90 s 可调系统对参考模型的跟踪曲线,每 10 s 选取 10 个参考点,取平均值计算可调系统对参考模型的跟踪误差,经计算,平均误差为 4.94%。由此可见,在湍流风的持续性激励下,模型参考自适应控制系统亦

会持续响应,不断修正可调参数,最终可调参数的变化伴随着湍流风的持续性激励而趋于固定值,这也代表了文中所提MRAC的有效性。图7(b)中被控对象综合控制信号由湍流风输入、被控对象输出、被控对象和参考模型广义误差决定,由于外界持续性湍流风起主导作用,因此,被控对象综合控制信号变化趋势和湍流风谱近似,调节过程比较稳定。图7(c)中,双馈风力发电系统轴系传动链MRAC系统的可调参数的变化有以下特征:

- 1)在加入湍流风以后,可调参数 k_0 、 c 、 d_0 、 d 立即响应,在5 s内上升至最大值的90%,并在此后缓慢变化。
- 2)随着湍流风速的波动,可调参数 k_0 、 c 、 d_0 、 d 在任何一个时刻都在波动。
- 3)可调参数 k_0 、 c 、 d_0 、 d 会出现大致稳定值,该稳定值的物理意义是模型参考自适应控制系统适应了风速的变化规律,或者说系统可以预测外界风速的变化,正反馈给系统自适应机构,再驱动控制器来改变被控对象输入信号,从而控制输出信号,使得广义误差趋近于零,达到参数自适应控制的目的。

图7为湍流风激励下,参考模型和可调系统输出及其误差、综合控制信号变化曲线、可调参数变化曲线。

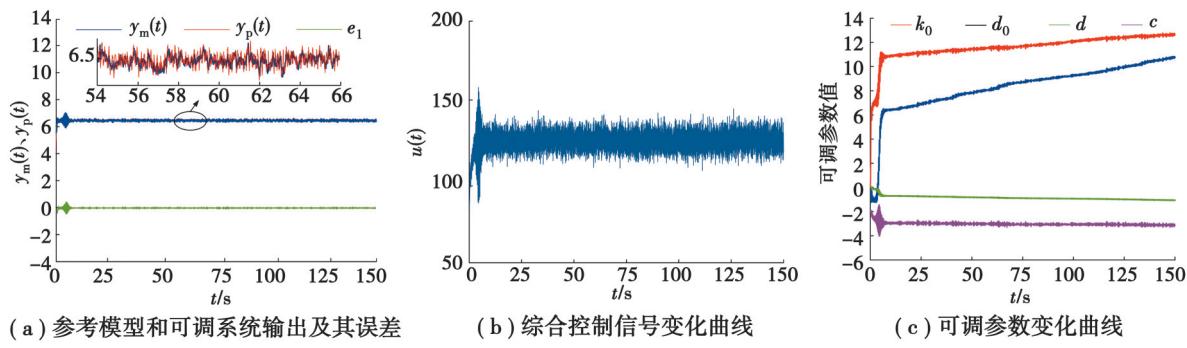


图7 湍流风激励下,文中所提MRAC策略的性能

Fig. 7 Performance of MRAC strategy under turbulent wind excitation

3.2 宽频受迫扭振抑制性能、柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率性能分析

根据式(15)给出的宽频受迫扭振模型,以文献[21]所提出的电气阻尼重塑法作为对比,编程仿真对比了电气阻尼重塑法和文中所提的MRAC方法对于双馈风力发电系统宽频受迫扭振抑制的频域特性,如图8所示。

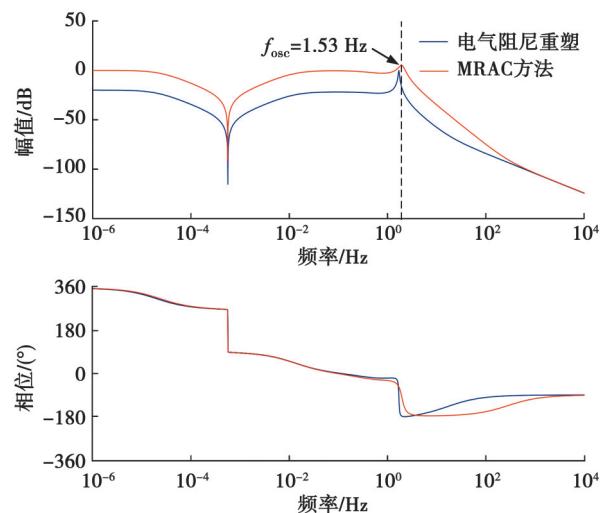


图8 双馈风力发电系统宽频受迫扭振抑制性能

Fig. 8 Performance of broadband forced torsion suppression in doubly-fed wind power system

由图 8 可以看出,在风电机组轴系传动链低频段,相比电气阻尼重塑方法,采取 MRAC 方法,轴系宽频受迫扭振得到了有效抑制,在频域范围内,宽频受迫扭振幅值降低了 21.77%,而且,扭振特征频率 f_{osc} 处的扭振幅值也有相应的降低,在高于特征频率的频段,扭振也得到了抑制。

轴系扭振抑制效果可以通过风电机组柔性传动轴扭矩直观反映。接下来,仿真对比电气阻尼重塑方法和 MRAC 方法对于双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩的影响,来验证文中所提控制方法的有效性。

选取一段 150 s 的实测湍流风速序列时域仿真结果,如图 9 所示。图 9 给出了电气阻尼重塑方法和 MRAC 方法对于双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩 T_s ,由式(1)和表 2 计算得到的发电机输出有功功率 P 的特性。

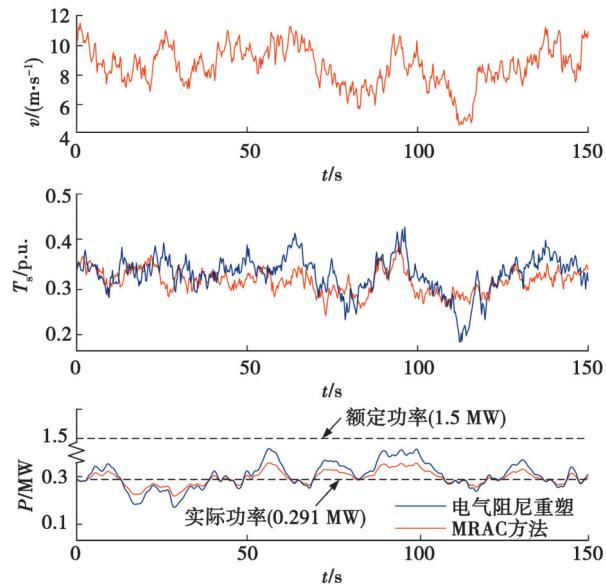


图 9 实测风速、双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩和有功功率特性分析

Fig. 9 Analysis of dynamic power characteristics of flexible transmission shaft torque and generator in measured wind speed and double-fed wind power system

由图 9 可知,在实测持续性湍流风激励下,相较于电气阻尼重塑方法,在文中所提的 MRAC 方法的控制下,双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩幅值明显下降,且波动变小;发电机输出有功功率更加平稳,发电机在运行过程中输出给电网的实际功率更加可控和稳定,证明了文中所提 MRAC 方法的有效性和可行性。

3.3 湍流激励突变时 MRAC 参数跟踪性能、柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率特性分析

自然界的风速通常变化莫测,当风速突变的时候,往往会给风力发电系统的稳定性运行带来危害。为了验证 MRAC 方法的抗干扰性,设置一段 150 s 的突变风输入 MRAC 系统中。具体为,0~75 s 为 8.5 m/s 湍流风,从第 75 s 开始,风速突变为 10 m/s,在突变湍流风激励下,验证 MRAC 模块被控对象对参考模型的跟踪性能。图 10 为突变湍流风 Kalman 风谱;图 11 为突变湍流风激励下参考模型和可调系统输出及其误差、综合控制信号变化曲线,可调参数变化曲线。

可以看到,湍流风激励从 8.5 m/s 突变为 10 m/s 以后,可调系统对参考模型的跟踪效果相较于风速突变前下降,可调系统对参考模型的跟踪误差增大,综合

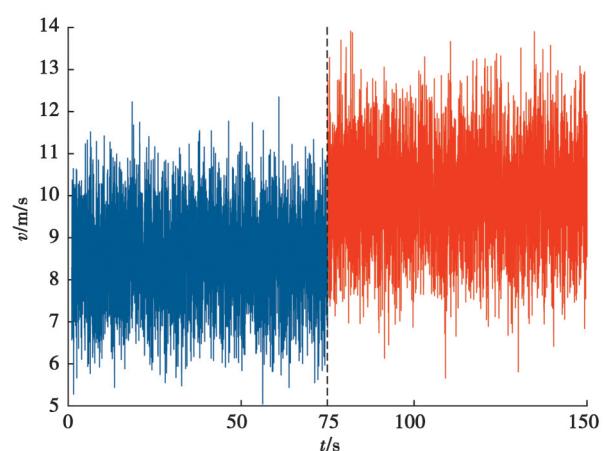


图 10 突变湍流风 Kalman 风谱

Fig. 10 The Kalman wind spectrum of mutant turbulence

控制信号幅值增大,可调参数曲线变化率增大,最后趋于固定值,但总体来说,文中所提控制策略对外界风速突变扰动仍有效,系统最终仍能达到稳定。

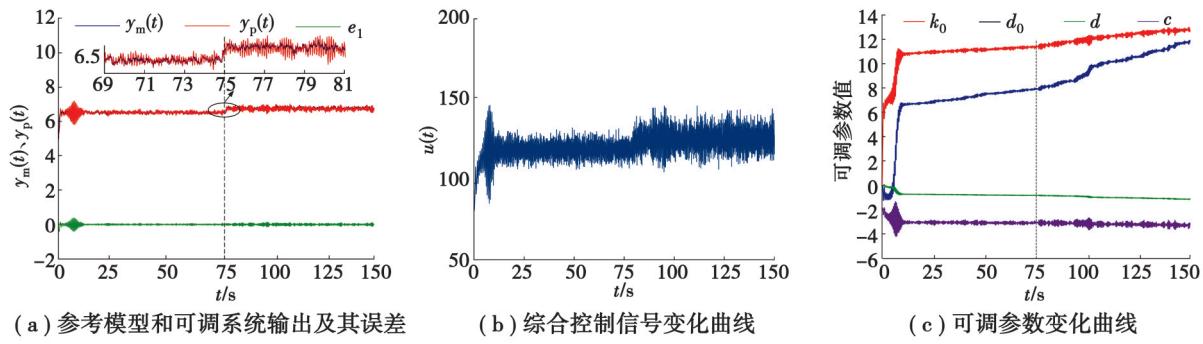


图11 突变湍流风激励下,文中所提MRAC策略的性能

Fig. 11 Performance of MRAC strategy under mutant turbulent wind excitation

经过进一步仿真验证,当湍流风平均风速达到18 m/s时,文中所提模型参考自适应控制的方法使被控对象对参考模型的跟踪平均误差上升到了21.2%;当湍流风平均风速超过20 m/s时,被控对象对于参考模型的跟踪效果下降明显。根据IEC61400-1,文中所提控制方法比较适合I、II、III级风电机组在A、B、C湍流强度下的运行。

参考2.2节中湍流风激励下双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率特性,分析在突变风激励下,双馈风电机组柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率特性,如图12所示。可以看到,在第75 s湍流风速发生突变后,柔性传动轴扭矩增大,相较于电气阻尼重塑方法,文中所提MRAC方法使得柔性传动轴扭矩降低;发电机输出有功功率在75 s之后变大,更加平稳。证明了在外界湍流风突变场景下,文中所提控制方法的有效性。

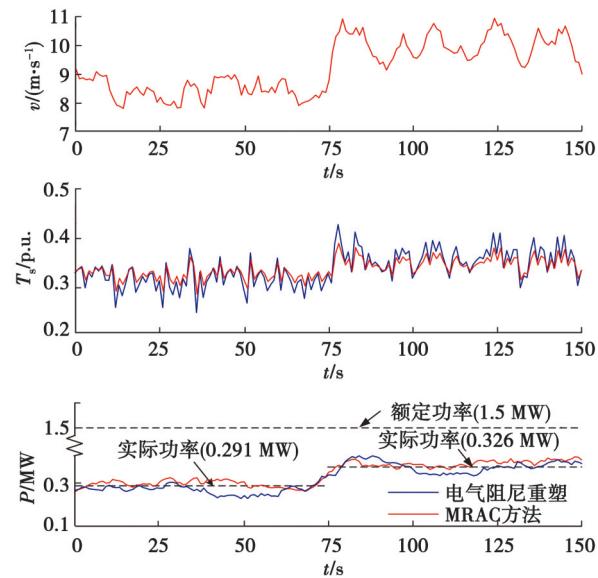


图12 突变风速、双馈风力发电系统柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率

Fig.12 Variable wind speed, flexible drive shaft torque in doubly-fed wind power system and generator output active power

4 结 论

在持续性湍流风激励下,双馈风力发电系统轴系传动链存在宽频受迫扭振问题,影响轴系结构稳定,造

成发电机输出功率波动,破坏风力发电系统稳定运行。针对上述问题,以双馈风力发电系统轴系传动链为研究对象,考虑最优转矩和带通滤波器参数建立了宽频受迫扭振模型,提出了双馈风力发电系统轴系传动链 MRAC 宽频受迫扭振抑制策略,通过理论和仿真分析得出了以下结论:

1)通过对影响双馈风力发电系统轴系宽频受迫扭振的机理深入研究,发现带通滤波器增益系数、中心频率和阻尼比会影响宽频受迫扭振特性,且宽频受迫扭振幅值与增益系数和阻尼比成正比,与中心频率成反比。

2)采用 MRAC 方法可以实现持续性湍流风激励下双馈风力发电系统轴系传动链主动阻尼控制中的带通滤波器参数自适应调整,以及被控对象对参考模型的跟踪,跟踪平均误差不超过 4.94%,带通滤波器参数最终会收敛至定值。在持续性湍流风激励场景下,在 Matlab 中模拟了 MRAC 中被控对象对于参考模型的跟踪性能、宽频受迫扭振抑制性能、轴系柔性传动轴扭矩和发电机输出有功功率特性。结果表明,相较于电气阻尼重塑方法,采取 MRAC 可以将双馈风力发电系统传动链宽频受迫扭振降低 21.77%。此外,MRAC 控制策略有效降低了柔性传动轴扭矩幅值和波动,明显降低了发电机输出有功功率波动。同时,在风速突变场景下,所提出的控制策略仍然有效,该控制策略适用于 I、II、III 级双馈风力发电系统在 A、B、C 湍流强度下的运行。

参考文献

- [1] Blaabjerg F, Ma K. Future on power electronics for wind turbine systems[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2013, 1(3): 139-152.
- [2] Polinder H, Ferreira J A, Jensen B B, et al. Trends in wind turbine generator systems[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2013, 1(3): 174-185.
- [3] Lin Y G, Tu L, Liu H W, et al. Fault analysis of wind turbines in China[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2016, 55: 482-490.
- [4] Qiao W, Lu D G. A survey on wind turbine condition monitoring and fault diagnosis: part I: components and subsystems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(10): 6536-6545.
- [5] Mandic G, Nasiri A, Muljadi E, et al. Active torque control for gearbox load reduction in a variable-speed wind turbine[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2012, 48(6): 2424-2432.
- [6] Licari J, Ugalde-Loo C E, Ekanayake J B, et al. Damping of torsional vibrations in a variable-speed wind turbine[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28(1): 172-180.
- [7] Licari J, Ugalde-Loo C E, Ekanayake J B, et al. Comparison of the performance and stability of two torsional vibration dampers for variable-speed wind turbines[J]. Wind Energy, 2015, 18(9): 1545-1559.
- [8] Li Z Y, Tian S J, Zhang Y F, et al. Active control of drive chain torsional vibration for DFIG-based wind turbine[J]. Energies, 2019, 12(9): 1744.
- [9] 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 J D, Chai Z S, Li H, 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.(in Chinese)
- [10] Rahimi M. Improvement of energy conversion efficiency and damping of wind turbine response in grid connected DFIG based wind turbines[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2018, 95: 11-25.
- [11] Liu J, Zhou F H, Zhao C C, et al. Mechanism analysis and suppression strategy research on permanent magnet synchronous generator wind turbine torsional vibration[J]. ISA Transactions, 2019, 92: 118-133.
- [12] Mohammadi E, Fadaeinedjad R, Moschopoulos G. Implementation of internal model based control and individual pitch control to reduce fatigue loads and tower vibrations in wind turbines[J]. Journal of Sound and Vibration, 2018, 421: 132-152.
- [13] Takahashi K, Jargalsaikhan N, Rangarajan S, et al. Output control of three-axis PMSG wind turbine considering torsional vibration using H infinity control[J]. Energies, 2020, 13(13): 3474.

- [14] Karunanayake C, Ravishankar J, Dong Z Y. A novel torsional vibration mitigation strategy for DFIG based wind turbines[C]// 2019 7th International Conference on Smart Grid (icSmartGrid). Newcastle, NSW, Australia. IEEE, 2019: 27-32.
- [15] Fateh F, White W N, Gruenbacher D. Torsional vibrations mitigation in the drivetrain of DFIG-based grid-connected wind turbine[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(6): 5760-5767.
- [16] Orlowska-Kowalska T, Dybkowski M, Szabat K. Adaptive sliding-mode neuro-fuzzy control of the two-mass induction motor drive without mechanical sensors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57(2): 553-564.
- [17] 贾锋,王瑞明,李征,等.电网故障下风电机组轴系扭振抑制方法[J].电力自动化设备,2015,35(10): 74-80, 86.
Jia F, Wang R M, Li Z, et al. Torsional vibration suppression of DFIG drive-chain under grid fault[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(10): 74-80, 86.(in Chinese)
- [18] 应有,孙勇,杨靖,等.大型双馈风电机组电网故障穿越过程载荷特性分析[J].电力系统自动化,2020,44(12): 131-138.
Ying Y, Sun Y, Yang J, et al. Load characteristic analysis of grid fault ride-through process for DFIG based large wind turbine [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(12): 131-138.(in Chinese)
- [19] 李辉,胡玉,柴兆森,等.随机风载荷对双馈风电机组轴系扭振响应分析[J].太阳能学报,2020,41(5): 174-181.
Li H, Hu Y, Chai Z S, et al. Analysis on shaft torsional vibration responses of doubly fed induction generators under stochastic wind load[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2020, 41(5): 174-181.(in Chinese)
- [20] 贾锋,谭旭辉,许喆,等.联合转动惯量与电气阻尼虚拟配置的风电轴系宽频扭振镇定方法[J].中国电机工程学报,2023,43(2): 519-530.
Jia F, Tan X H, Xu Z, et al. Suppression of the wide frequency-band torsional vibration of WECS drive train with combined virtual configuration of electrical inertia and damping[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(2): 519-530.(in Chinese)
- [21] 贾锋,陈雷,符杨,等.湍流激励下风电轴系的宽频受迫扭振及其抑制方法[J].中国电机工程学报,2021,41(19): 6591-6601.
Jia F, Chen L, Fu Y, et al. The forced wide frequency-band torsional vibration of WECS drive train under turbulence wind and its suppression method[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(19): 6591-6601.(in Chinese)

(编辑 詹燕平)