

DOI: 10.19666/j.rlfed.202210279

# 基于复转矩系数法的双馈风电机组 阻尼转矩建模

冯勋强<sup>1</sup>, 曹娜<sup>2</sup>, 荣坤<sup>2</sup>

(1. 国网山东省电力公司利津县供电公司, 山东 利津 257400;

2. 山东科技大学电气与自动化工程学院, 山东 青岛 266590)

[摘要] 为研究转子侧变流器及其控制系统对双馈风电机组阻尼的影响机理, 考虑机械转矩、电磁转矩、暂态电势、转子侧变流器控制、电压控制以及角度偏移等环节, 构建小干扰状态下机组动态模型; 然后基于复转矩系数法, 推导双馈风电机组阻尼转矩和同步转矩表达式, 得到阻尼转矩与机组振荡频率、风速、机组机械参数、电气参数及控制系统参数有关, 转子侧变流器内环、外环控制参数之间相互耦合, 共同影响机组的阻尼; 最后, 通过仿真对所建数学模型进行验证。仿真验证结果表明: 在不同振荡频率下, 所建模型均具有适用性。

[关键词] 双馈风电机组; 阻尼转矩; 复转矩系数法; 变流器; 控制系统

[引用本文格式] 冯勋强, 曹娜, 荣坤. 基于复转矩系数法的双馈风电机组阻尼转矩建模[J]. 热力发电, 2023, 52(3): 151-159. FENG Xunqiang, CAO Na, RONG Kun. Modeling of damping torque of doubly fed wind turbine based on complex torque coefficient method[J]. Thermal Power Generation, 2023, 52(3): 151-159.

## Modeling of damping torque of doubly fed wind turbine based on complex torque coefficient method

FENG Xunqiang<sup>1</sup>, CAO Na<sup>2</sup>, RONG Kun<sup>2</sup>

(1. China State Grid Shandong Electric Power Company Lijin County Power Supply Company, Lijin 257400, China;  
2. College of Electrical Engineering and Automation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China)

**Abstract:** In order to study the influence mechanism of rotor-side converter and its control system on damping characteristics of doubly-fed wind turbine, a dynamic model of the wind turbine under small disturbance state is constructed considering mechanical torque, electromagnetic torque, transient potential, rotor-side converter control, voltage control and angle offset. Then, the damping torque and synchronous torque expressions of the doubly-fed wind turbine are derived based on the complex torque coefficient method. The damping torque is related to the oscillation frequency, wind speed, mechanical parameters, electrical parameters and control system parameters of the wind turbine, and the control parameters of the inner and outer loops of the rotor-side converter are coupled with each other to affect the damping of the wind turbine. Finally, the mathematical model is verified by time domain simulation and frequency domain simulation. The results show that the model has applicability at different oscillation frequencies.

**Key words:** doubly-fed wind turbine; damping torque; complex torque coefficient method; converter; control system

随着新能源发电技术的发展, 风电并网给电力系统运行带来了极大挑战。国内外风电并网系统发生过起振荡事故<sup>[1-8]</sup>, 导致大量机组脱网, 甚至对系统中汽轮发电机的轴系产生危害, 严重影响了电

力系统正常运行。风电并网系统发生振荡事故的原因除了与系统遭受的扰动有关外, 还与风电机组的阻尼特性有关。因此, 研究风电机组的阻尼特性是十分必要和具有实际意义的。

收稿日期: 2022-10-28 网络首发日期: 2023-01-17

基金项目: 山东省自然科学基金项目 (ZR2016EEM13); 国家电网公司 2018 年科技项目 (XTB17201800166)

Supported by: Natural Science Foundation of Shandong Province (ZR2016EEM13); Science and Technology Project of SGCC in 2018 (XTB17201800166)

第一作者简介: 冯勋强 (1970), 男, 硕士, 高级工程师, 主要研究方向为电力系统及其自动化, 1213005107@qq.com。

双馈风力发电是当今世界风力发电主要采用的机型之一。专家学者对其阻尼特性进行了大量研究,分析了风速变化、发电机参数、机组变流器及控制系统参数等对机组阻尼特性的影响<sup>[9-20]</sup>。文献[9]利用暂态能量函数法,研究了系统中发生次同步振荡时双馈风电机组的阻尼特性,分析了锁相环参数对阻尼的影响。文献[12-13]从电磁转矩角度出发,证明了机组变流器控制参数和前馈补偿参数变化会导致机组为负阻尼而发生轴系振荡。双馈风电机组通过固定串补外送功率时,转子侧变流器控制参数配置不合理是双馈风电机组送出系统发生次同步振荡的主要原因,针对这一问题,文献[14-15]基于阻抗分析法研究了转子侧变流器内环控制参数对双馈风电机组经固定串补并网系统次同步振荡的影响,但未涉及外环控制参数;文献[16-18]基于变流器的控制方程,建立了双馈风电机组经固定串补并网系统中关于转子侧变流器的等效电阻和等效电容模型,分析转子侧变流器控制参数变化对等效电阻和等效电容模型的影响,得到转子侧变流器内外环比例系数交互影响规律。文献[19-20]利用阻抗网络模型分析了双馈风电机组转子侧变流器外环控制参数的作用,并认为其对次同步振荡的影响是不可忽略的。

在同步发电机振荡分析中,针对单机无穷大系统,利用小干扰稳定下同步发电机的动态数学模型,研究励磁调节器对稳定的影响,推导同步发电机的电磁转矩表达式,进一步得到阻尼转矩和同步转矩,分析振荡原理,从根本上找到引起弱阻尼的原因及抑制措施<sup>[21]</sup>。阻尼转矩法也应用在虚拟同步发电机的小干扰稳定研究中<sup>[22]</sup>。双馈风电机组具有通过转子侧变流器进行励磁、转子侧变流器控制参数与风力机的最大功率跟踪相互耦合、风速随机变化等特点,它们共同影响着机组的阻尼特性。本文借鉴文献[21-22]的方法,利用双馈风电机组小干扰稳定数学模型,考虑转子侧变流器及其控制参数,推导双馈风电机组阻尼转矩和同步转矩表达式,为研究机组不同控制环节、参数及其之间的耦合对双馈风电机组阻尼的影响做准备。

## 1 双馈风电机组感应发电机模型

双馈风电机组的基本结构及功率流向如图1所示,图1中: $I_r$ 和 $I_s$ 分别为转子电流和定子电流; $U_r$ 和 $U$ 分别为转子电压和定子电压; $P_r$ 和 $P_g$ 分别

为转子侧变流器和网侧变流器的功率; $C$ 为电容器电容; $U_{dc}$ 为电容器直流电压; $L_c$ 为变压器的阻抗。由图1可见,发电机定子侧直接与电力系统相连,而转子经转子侧变流器、电容器、网侧变流器等环节与系统相连。

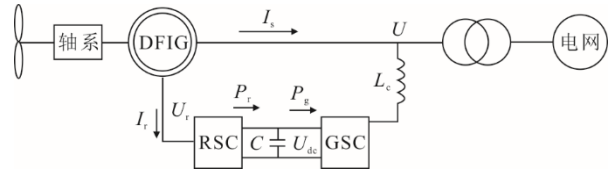


图1 双馈风电机组基本结构

Fig.1 Basic structure of the doubly-fed wind turbine

在以同步转速旋转的 $dq$ 坐标系下,双馈风电机组感应发电机磁链方程为:

$$\begin{cases} \psi_{ds} = -L_s i_{ds} + L_m i_{dr} \\ \psi_{qs} = -L_s i_{qs} + L_m i_{qr} \\ \psi_{dr} = L_r i_{dr} - L_m i_{ds} \\ \psi_{qr} = L_r i_{qr} - L_m i_{qs} \end{cases} \quad (1)$$

式中: $\psi_{ds}$ 和 $\psi_{qs}$ 分别为定子磁链的 $dq$ 轴分量; $\psi_{dr}$ 和 $\psi_{qr}$ 分别为转子磁链 $dq$ 轴分量; $L_s$ 和 $L_r$ 分别为定子、转子的自感; $L_m$ 为定转子间互感; $i_{ds}$ 和 $i_{qs}$ 分别为定子电流的 $dq$ 轴分量; $i_{dr}$ 和 $i_{qr}$ 分别为转子电流的 $dq$ 轴分量。

双馈风电机组感应发电机电压方程为:

$$\begin{cases} u_{ds} = -R_s i_{ds} + \frac{d\psi_{ds}}{dt} - \omega_s \psi_{qs} \\ u_{qs} = -R_s i_{qs} + \frac{d\psi_{qs}}{dt} + \omega_s \psi_{ds} \\ u_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - \omega_{sl} \psi_{qr} \\ u_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + \omega_{sl} \psi_{dr} \end{cases} \quad (2)$$

式中: $u_{ds}$ 和 $u_{qs}$ 分别为定子电压的 $dq$ 轴分量; $u_{dr}$ 和 $u_{qr}$ 分别为转子电压的 $dq$ 轴分量; $R_s$ 和 $R_r$ 分别为定子、转子的电阻; $\omega_{sl}$ 为滑差角速度, $\omega_s$ 为额定频率下的同步转速, $\omega_r$ 为发电机的转子转速, $\omega_{sl} = \omega_s - \omega_r$ 。

经选择合适的基准值,在 $dq$ 坐标系下,双馈风电机组感应发电机的电磁转矩方程 $T_e$ 为:

$$T_e = L_m (i_{qs} i_{dr} - i_{ds} i_{qr}) \quad (3)$$

在分析电力系统机电暂态过程中,由于电机定子暂态时间常数很小,通常忽略电机的定子暂态影响,并忽略定子电阻。得到发电机简化的实用动态等效模型<sup>[23]</sup>:

$$\begin{cases} \frac{dE'_d}{dt} = -\frac{1}{T'_0}[E'_d - (L-L')i_{qs}] + \omega_s E'_q - u'_{qr} \\ \frac{dE'_q}{dt} = -\frac{1}{T'_0}[E'_q + (L-L')i_{ds}] - \omega_s E'_d - u'_{dr} \end{cases} \quad (4)$$

$$\begin{cases} u_{ds} = -R_s i_{ds} + \omega_s L' i_{qs} + \omega_s E'_d \\ u_{qs} = -R_s i_{qs} - \omega_s L' i_{ds} + \omega_s E'_q \end{cases} \quad (5)$$

式中:  $u'_{dr} = \frac{L_m}{L_r} u_{dr}$ ;  $u'_{qr} = \frac{L_m}{L_r} u_{qr}$ ;  $L' = L_s - L_m^2 / L_r$ ;  $L = L_s$ ;  $E'_d$ 和  $E'_q$  分别为暂态电压源的  $dq$  轴分量;  $T'_0$  为暂态开路时间常数。

将式(5)代入式(3)中, 可得电磁转矩  $T_e$  为:

$$T_e = E'_d i_{ds} + E'_q i_{qs} \quad (6)$$

式(6)具体推导过程见文献[23]。

## 2 双馈风电机组的小干扰数学模型

建立双馈风电机组小干扰数学模型, 主要从2方面对传统数学模型进行了完善: 1) 现有分析双馈风电机组感应发电机稳定性的数学模型大部分进行了简化, 未全面建立分析电磁转矩环节的变量方程, 忽略了原动机转速控制环节的影响; 2) 现有的数学模型在分析双馈风电机组稳定性问题时, 所建立的模型大部分只考虑了阻尼转矩部分的影响因素, 未考虑同步转矩环节的影响因素。本文综合考虑上述因素, 建立双馈风电机组的状态方程。

双馈风电机组角度与轴的定义关系如2所示。

其中:  $\alpha$ 为  $\dot{E}'$  与  $d$  轴之间的夹角;  $\beta$ 为  $\dot{E}'$  与  $d$  轴之间的夹角;  $\delta$ 为  $\dot{E}'$  与  $\dot{U}$  之间的夹角; 角度以超前为正。双馈风电机组转子侧变流器采用定子电压定向控制, 即满足  $\alpha=0, \delta=\beta$ 。为建立变流器解耦控制和电压控制环节数学模型, 分别由式(2)、式(5)推导出定子电流表达式。

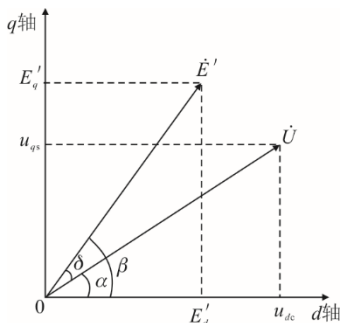


图2 角度的定义  
Fig.2 Definition of angle

由双馈风电机组感应发电机基础数学模型推导得到定子电流与转子电流之间的关系为[23]:

$$\begin{cases} i_{ds} = \frac{L_m}{L_s} i_{dr} \\ i_{qs} = \frac{u_{ds} + \omega_s L_m i_{qr}}{\omega_s L_s} \end{cases} \quad (7)$$

由双馈风电机组感应发电机简化实用动态等效模型可得, 推导得到定子电流与暂态电势之间的关系为[23]:

$$\begin{cases} i_{ds} = \frac{E' \sin \delta}{L'} \\ i_{qs} = \frac{u_{ds} - E' \omega_s \cos \delta}{L' \omega_s} \end{cases} \quad (8)$$

由暂态电势和  $d$  轴的角度关系, 可将式(4)重新表示为[23]:

$$\frac{dE'}{dt} = \frac{1}{T'} \left( -E' + \frac{CU}{\omega_s} \cos \delta \right) + u'_{dr} \sin \beta - u'_{qr} \cos \beta \quad (9)$$

角度的推导方程为[23]:

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_r - \omega_s - \frac{CU}{T' \omega_s E'} \sin \delta + \frac{u'_{dr} \cos \beta + u'_{qr} \sin \beta}{E'} \quad (10)$$

式中:  $C = L - L'/L$ ;  $T' = T'_0 L'/L$ ;  $L' = L_s - L_m^2 / L_s$ 。

双馈风电机组采用单质量块模型, 其转子运动方程为[23]:

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{T_J} (T_m - T_e) \quad (11)$$

式中:  $T_J$ 为转子的惯性时间常数;  $T_m$ 为机械转矩。

当发电机正常运行受到小干扰影响时, 对各状态量进行线性化处理, 建立关于电磁转矩、暂态电势、转子侧变流器控制、功率控制、电压控制以及角度控制等各个环节在受到扰动后的状态方程。下面各式中  $\Delta$  表示偏差, 下标 0 表示初始值。

### 2.1 电磁转矩环节的数学模型

当双馈风电机组遭到扰动, 各状态量均产生偏差, 将式(6)线性化后可得:

$$\Delta T_e = \Delta E'_d i_{ds0} + E'_{d0} \Delta i_{ds} + \Delta E'_q i_{qs0} + E'_{q0} \Delta i_{qs} \quad (12)$$

将  $\Delta E'_d$ 、 $\Delta E'_q$ 、 $\Delta i_{ds}$ 、 $\Delta i_{qs}$  等偏差量代入式(12), 整理得到:

$$\Delta T_e = K_1 \Delta u_{ds} + K_2 \Delta E' + K_3 \Delta \delta \quad (13)$$

### 2.2 暂态电势环节数学模型

将暂态电势环节部分进行线性化后可得:

$$\begin{aligned} \Delta E' = & \frac{C \cos \delta_0}{(T's + 1)\omega_s} \Delta u_{ds} + \frac{K_4}{(T's + 1)\omega_s} \Delta \delta + \\ & \frac{L_m T' \sin \delta_0}{L_r (T's + 1)} \Delta u_{dr} - \frac{L_m T' \cos \delta_0}{L_r (T's + 1)} \Delta u_{qr} \end{aligned} \quad (14)$$

式中:  $s = \frac{d}{dt}$  为微分算子。

式(13)、式(14)的推导见文献[24]。

### 2.3 转子侧变流器控制环节数学模型

转子侧变流器控制目的是对有功和无功控制系统进行解耦控制,其中利用转子  $d$  轴电流  $i_{dr}$  控制有功功率,转子  $q$  轴电流  $i_{qr}$  控制无功功率。

将式(7)代入式(2)的转子电压方程可得:

$$\begin{cases} u_{dr} = R_r i_{dr} + L'_r s i_{dr} - \omega_{sl} L'_r i_{qr} + \frac{\omega_{sl} L_m}{\omega_s L_s} u_{ds} \\ u_{qr} = R_r i_{qr} + L'_r s i_{qr} + \omega_{sl} L'_r i_{dr} \end{cases} \quad (15)$$

由式(15)转子电压和转子电流之间的关系可得,

若将  $-\omega_{sl} L'_r i_{qr} + \frac{\omega_{sl} L_m}{\omega_s L_s} u_{ds}$  与  $\omega_{sl} L'_r i_{dr}$  作为前馈量考虑,即可通过转子电压  $u_{dr}$ 、 $u_{qr}$  对双馈风电机组电机定子绕组的有功功率与无功功率实现解耦控制<sup>[25]</sup>。

转子电压和转子电流之间的关系为:

$$\begin{cases} u'_{dr} = R_r i_{dr} + L'_r \frac{di_{dr}}{dt} \\ u'_{qr} = R_r i_{qr} + L'_r \frac{di_{qr}}{dt} \end{cases} \quad (16)$$

为实现对电流的跟踪控制,将  $R_r i_{dr} + L'_r \frac{di_{dr}}{dt}$ 、 $R_r i_{qr} + L'_r \frac{di_{qr}}{dt}$  设计为 2 个 PI 控制环节,转子侧变流器控制框图如图 3 所示。PI 控制器中  $K_{Pd}$ 、 $K_{Pq}$ 、 $K_{Id}$ 、 $K_{Iq}$  分别为:

$$\begin{cases} K_{Pd} = K_{P1} + \frac{K_{I1}}{s}, K_{Id} = K_{P2} + \frac{K_{I2}}{s} \\ K_{Pq} = K_{P3} + \frac{K_{I3}}{s}, K_{Iq} = K_{P4} + \frac{K_{I4}}{s} \end{cases} \quad (17)$$

式中:  $K_{P1}$ 、 $K_{P3}$  和  $K_{I1}$ 、 $K_{I3}$  分别为功率外环控制的比例系数和积分系数;  $K_{P2}$ 、 $K_{P4}$  和  $K_{I2}$ 、 $K_{I4}$  分别为电流内环控制的比例系数和积分系数。

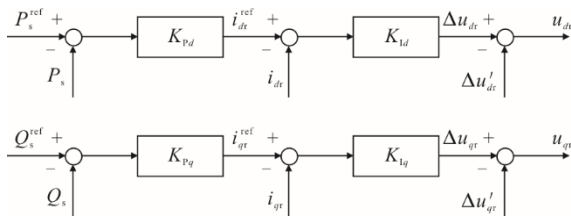


图 3 转子侧变流器解耦控制

Fig.3 Decoupled control diagram of rotor-side converter

由转子侧变流器控制框图可得:

$$\begin{cases} u_{dr} = K_{Id} [K_{Pd} (P_s^{\text{ref}} - P_s) - i_{dr}] - \omega_{sl} L'_r i_{qr} + \frac{\omega_{sl} L_m}{\omega_s L_s} u_{ds} \\ u_{qr} = K_{Iq} [K_{Pq} (Q_s^{\text{ref}} - Q_s) - i_{qr}] + \omega_{sl} L'_r i_{dr} \end{cases} \quad (18)$$

联立式(15)和式(18),并进行线性化后可得:

$$\begin{cases} \Delta u_{dr} = -\frac{K_{Id} K_{Pd} L'_r s + K_{Id} K_{Pd} R_r}{R_r + L'_r s + K_{Id}} \Delta P_s + \frac{\omega_{sl} L'_r K_{Iq} K_{Pq}}{R_r + L'_r s + K_{Iq}} \Delta Q_s + \frac{\omega_{sl} L_m}{\omega_s L_s} \Delta u_{ds} \\ \Delta u_{qr} = -\frac{\omega_{sl} L'_r K_{Id} K_{Pd}}{R_r + L'_r s + K_{Id}} \Delta P_s - \frac{K_{Iq} K_{Pq} L'_r s + K_{Iq} K_{Pq} R_r}{R_r + L'_r s + K_{Iq}} \Delta Q_s \end{cases} \quad (19)$$

式中:  $L'_r = L_r - L_m^2 / L_s$ ;  $P_s^{\text{ref}}$  和  $Q_s^{\text{ref}}$  分别为有功功率和无功功率的参考值;  $P_s$  和  $Q_s$  分别为有功功率和无功功率的量测值;  $i_{dr}^{\text{ref}}$  和  $i_{qr}^{\text{ref}}$  分别为转子电流  $dq$  轴分量的参考值。

在此后的分析过程中,为便于研究,将内外环比例积分系数取值大小相等,即:  $K_{P1}=K_{P3}$ 、 $K_{I1}=K_{I3}$ 、 $K_{P2}=K_{P4}$ 、 $K_{I2}=K_{I4}$ 。

### 2.4 功率控制环节数学模型

双馈风电机组感应发电机功率方程为:

$$\begin{cases} P_s = u_{ds} i_{ds} \\ Q_s = -u_{qs} i_{qs} \end{cases} \quad (20)$$

将有功功率和无功功率方程线性化后可得:

$$\begin{cases} \Delta P_s = \frac{L_m i_{ds} (R_r + L'_r s + K_{Id})}{L_s (R_r + L'_r s + K_{Id}) + L_m K_{Id} K_{Pd} u_{ds}} \Delta u_{ds} \\ \Delta Q_s = \frac{(-\omega_s L_m i_{qs} - 2u_{ds})(R_r + L'_r s + K_{Iq})}{\omega_s L_s (R_r + L'_r s + K_{Iq}) - \omega_s L_m K_{Iq} K_{Pq} u_{ds}} \Delta u_{ds} \end{cases} \quad (21)$$

### 2.5 电压控制环节数学模型

在双馈风电机组感应发电机简化模型基础上,忽略定子电阻,且采用定子电压定向控制,将定子电压线性化:

$$\begin{aligned} \Delta u_{ds} = & -\frac{L_s \omega_s E'_0 \sin \delta_0}{L_s - L'} \Delta \delta + \frac{L_s \omega_s \cos \delta_0}{L_s - L'} \Delta E' \\ & - \frac{\omega_s L' L_m K_{Iq} K_{Pq}}{(L_s - L')(R_r + L'_r s + K_{Iq})} \Delta Q_s \end{aligned} \quad (22)$$

### 2.6 角度控制环节数学模型

由式(10)可知,其中第 3 项  $CU \sin \delta / T' \omega_s E'$  是由

$\dot{E}'$  坐标定义引起的, 由于其时间  $T$  常数标么值很大, 将此忽略不计, 将角度环节线性化后:

$$\Delta\delta = \frac{E'_0}{(sE'_0 + K_{17})(T's + 1)\omega_s - (\omega_r - \omega_s - s\delta_0)K_4} \Delta\omega_r - \frac{E'_0}{(sE'_0 + K_{17})(T's + 1)\omega_s - (\omega_r - \omega_s - s\delta_0)K_4} \Delta\omega_s + \frac{E'_0}{L_s L_r [(sE'_0 + K_{17})(T's + 1)\omega_s - (\omega_r - \omega_s - s\delta_0)K_4]} \Delta u_{ds} \quad (23)$$

通过式(12)一式(23)的推导, 建立了双馈风电机组电磁转矩方程, 它是分析不同因素对双馈风电机组阻尼转矩和同步转矩影响的基础。其中, 式(13)、式(14)、式(19)一式(23)详细推导过程见文献[24]。

### 3 双馈风电机组阻尼转矩和同步转矩分析

由式(13)可知, 电磁转矩  $\Delta T_e$  由 3 个分量共同构成, 第 1 个分量与  $\Delta u_{ds}$  成正比, 其关联系数为  $K_1$ ; 第 2 个分量与  $\Delta E'$  成正比, 其关联系数为  $K_2$ ; 第 3 个分量与  $\Delta\delta$  成正比, 其关联系数为  $K_3$ 。双馈风电机组励磁系统是通过改变暂态电势  $\Delta E'$  来改变电磁转矩分量  $\Delta T_{e2}$  的, 即在所建模型上求因  $\Delta\delta$  变化产生的  $\Delta T_{e2}$ 。为分析双馈风电机组励磁系统对机组阻尼的影响, 考虑影响电磁转矩变量方程, 由电磁转矩关系表达式、暂态电势转矩表达式、励磁控制系统表达式, 建立电磁转矩分量  $\Delta T_{e2}$  和暂态电势  $\Delta E'$  之间完整的传递函数, 如图 4 所示。

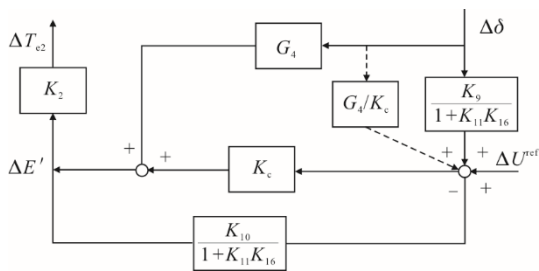


图 4 电磁转矩和暂态电势间传递函数  
Fig.4 Block diagram of transfer function between electromagnetic torque and transient potential

根据阻尼转矩及同步转矩的定义, 图 4 中电磁转矩和发电机功角之间的关系为:

$$\frac{\Delta T_{e2}}{\Delta\delta} = \frac{K_2(G_4 + K_c G_5)}{1 + G_6 K_c} \quad (24)$$

将相关量代入传递函数的方程中, 微分算子表示为  $s = \frac{d}{dt}$ , 并将  $s=j\omega_d$  代入转矩表达式,  $\omega_d$  为扰

动频率。重新得到发电机的电磁转矩表达式:

$$\Delta T_{e2} = \Delta M_s \Delta\delta + \Delta M_D s \Delta\delta \quad (25)$$

借鉴同步发电机 Heffron-Philips 模型中阻尼转矩和同步转矩的定义方法<sup>[21]</sup>, 式(25)中的  $\Delta M_s \Delta\delta$  和  $\Delta M_D s \Delta\delta$  分别表示双馈风电机组同步转矩和阻尼转矩;  $\Delta M_s$  表示双馈风电机组的同步转矩系数;  $\Delta M_D$  表示双馈风电机组阻尼转矩系数。经推导  $\Delta M_D$ 、 $\Delta M_s$  为:

$$\Delta M_D = \frac{-(A_7 \omega_d^2 - A_4) K_{P1} K_{P2} - A_3 K_{P2} + A_1 + A_2 K_{I2} + A_3 K_{I1} K_{I2} + A_6 (K_{P1} K_{I2} + K_{P2} K_{I1})}{T_A^2 + T_B^2} \quad (26)$$

$$\Delta M_s = \frac{[B_4 + B_5 K_{P2} + B_6 K_{P1} K_{P2} - B_7 (K_{P1} K_{I2} + K_{P2} K_{I1})] \omega_d^2}{T_A^2 + T_B^2} + \frac{B_1 - B_2 K_{I2} - B_3 K_{I1} K_{I2}}{T_A^2 + T_B^2} \quad (27)$$

式中:  $\omega_d$  为系统的振荡频率;  $T_A$ 、 $T_B$ 、 $A_1$ 、 $A_2$ 、 $A_3$ 、 $A_4$ 、 $A_5$ 、 $A_6$ 、 $A_7$  和  $B_1$ 、 $B_2$ 、 $B_3$ 、 $B_4$ 、 $B_5$ 、 $B_6$ 、 $B_7$  分别为阻尼转矩和同步转矩相关系数。式(26)、式(27)的传递函数及其具体推导过程见文献[24]。

由式(26)、式(27)可以看出, 双馈风电机组输入风速的变化、机械参数、电气参数及转速控制器参数等因素均影响双馈风电机组阻尼转矩系数和同步转矩系数, 从而影响机组的阻尼特性。除此之外, 还与机组遭受的振荡频率  $\omega_d$  有关。

### 4 仿真验证

双馈风电机组受到扰动时可能是低频振荡、次同步振荡以及超同步振荡。为了分析在不同振荡频段, 本文推导的阻尼转矩系数表达式的合理性, 在 PSCAD 仿真平台搭建如图 1 所示的双馈风电机组并网系统模型。仿真模型参数见表 1。

表 1 仿真模型参数  
Tab.1 Parameters of the simulation model

| 项目       | 数值     | 项目      | 数值    |
|----------|--------|---------|-------|
| 额定功率/MW  | 1.500  | 定子漏感/pu | 0.100 |
| 额定电压/kV  | 0.670  | 转子漏感/pu | 0.110 |
| 额定电流/kA  | 1.500  | 互感/pu   | 4.500 |
| 惯性常数     | 4.300  | 等效电感/pu | 4.680 |
| 定子电阻/pu  | 0.022  | 内环比例系数  | 0.100 |
| 转子电阻/pu  | 0.026  | 内环积分系数  | 1.000 |
| 等效时间常数   | 11.021 | 外环比例系数  | 0.010 |
| 基准频率/Hz  | 50     | 外环积分系数  | 0.100 |
| 直流母线电/mF | 90     |         |       |

在该仿真模型中，首先人为加入不同振荡频率的扰动，采用扫频法在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上测量 1~100 Hz 频率范围内的各频率测量值；然后由推导的双馈风电机组阻尼转矩模型求解得到解析值。在仿真验证结果中，蓝色星号代表测量值，红色曲线代表解析值。

### 4.1 低频扰动下机组阻尼转矩

在双馈风电机组并网系统中加入低频振荡信号，取振荡频率为 1.1、1.7、2.3 Hz 下所得仿真波形，结果如图 5—图 7 所示。

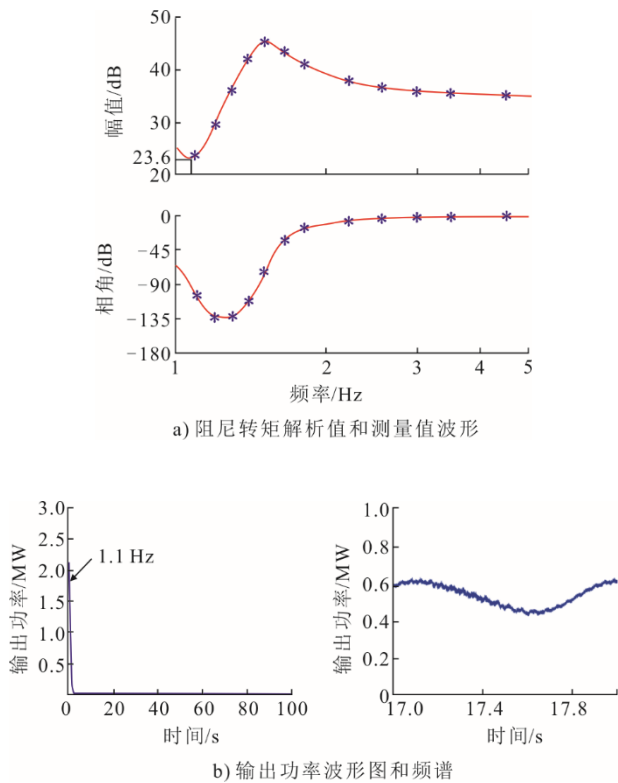


图 5 扰动频率为 1.1 Hz 时仿真波形  
Fig.5 Simulation waveform when the disturbance frequency is 1.1 Hz

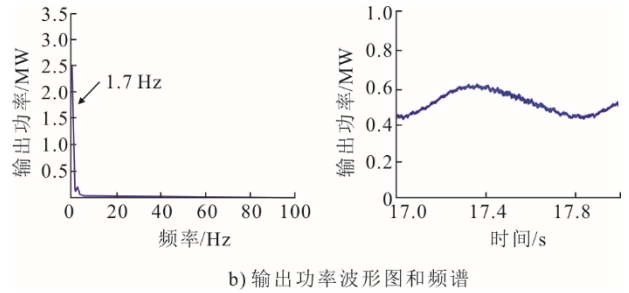
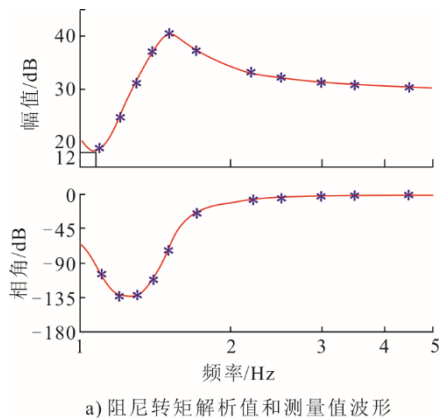


图 6 扰动频率为 1.7 Hz 时仿真波形  
Fig.6 Simulation waveform when the disturbance frequency is 1.7 Hz

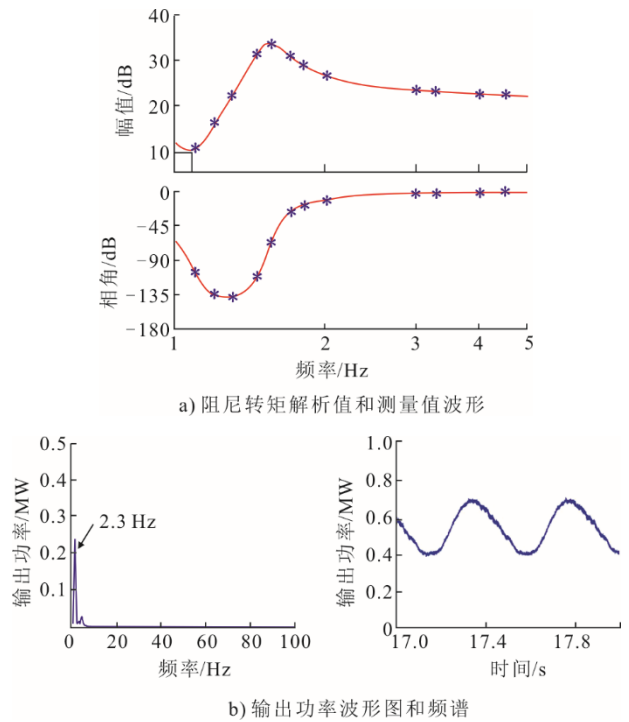


图 7 扰动频率为 2.3 Hz 时仿真波形  
Fig.7 Simulation waveform when the disturbance frequency is 2.3 Hz

由图 5—图 7 可知，当双馈风电机组遭受的扰动为低频振荡时，所得测量值和解析值的曲线基本重合，验证了在低频振荡下所建模型的正确性。由于低频扰动频率  $\omega_d$  相对较小，式(26)中分子项的负值部分  $-(A_7\omega_d^2 - A_4)K_p K_{p2} A K_5$  始终小于  $A_1 + A_2 K_{12} + A_5 K_{11} K_{12} + A_6(K_{P1} K_{12} + K_{P2} K_{11})$  正值部分，机组的阻尼转矩保持为正；式(26)中  $-(A_7\omega_d^2 - A_4)K_{P1} K_{P2}$  项随  $\omega_d$  增大而减小，阻尼转矩系数也会减小。 $\omega_d$  分别为 1.1、1.7、2.3 Hz 时，在双馈风电机组上激发出的阻尼转矩最小值为 23.6、12.0、10.0，随着扰动频率的增大，阻尼转矩减小。

### 4.2 次同步振荡频率扰动状态下机组阻尼转矩

在双馈风电机组并网系统中加入次同步振荡

信号，取振荡频率为 5.5、10.0、45.0 Hz 下所得仿真真波形，结果如图 8—图 10 所示。

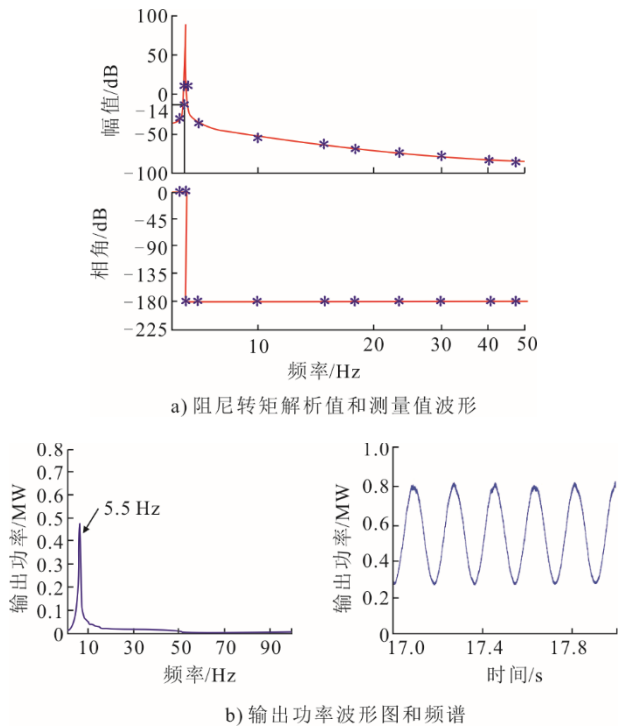


图 8 次同步振荡频率为 5.5 Hz 时仿真波形  
Fig.8 Simulation waveform when the subsynchronous frequency oscillation frequency is 5.5 Hz

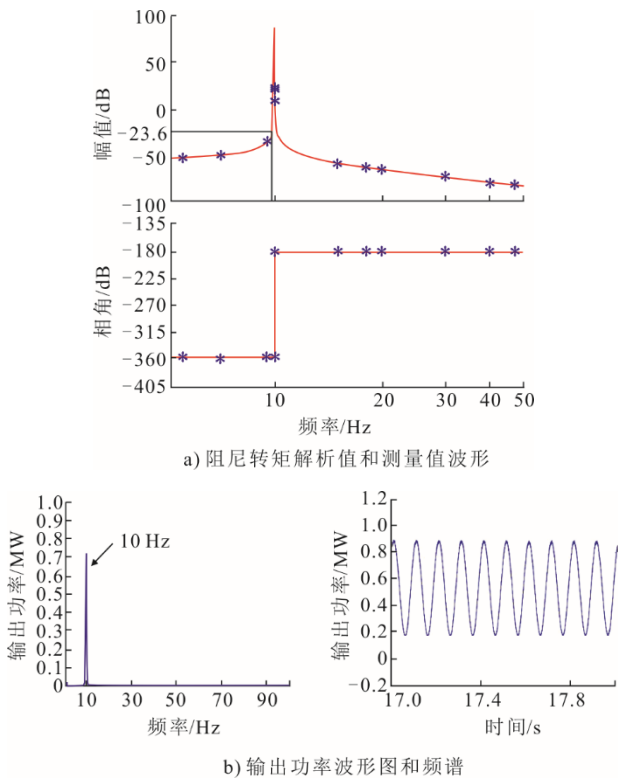


图 9 次同步振荡频率为 10.0 Hz 时仿真波形  
Fig.9 Simulation waveform when the subsynchronous frequency oscillation frequency is 10.0 Hz

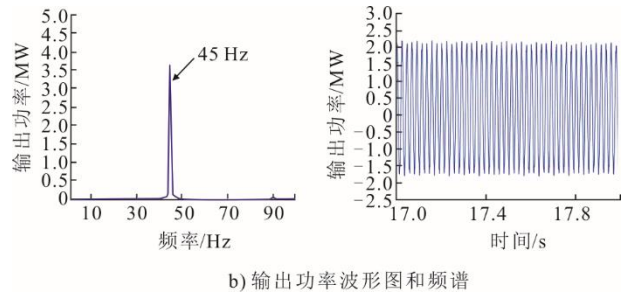
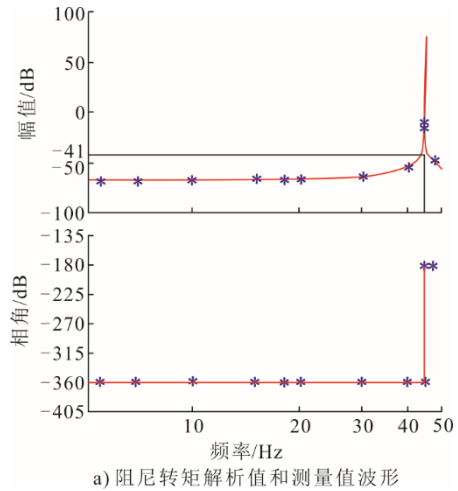


图 10 次同步振荡频率为 45.0 Hz 时仿真波形  
Fig.10 Simulation waveform when the subsynchronous frequency oscillation frequency is 45.0 Hz

由图 6—图 8 可知，当加入次同步振荡频率时，所得测量值和解析值的曲线基本一致，验证了模型的正确性。扰动频率分别为 5.5、10.0、45.0 Hz 时，在双馈风电机组上激发出的阻尼转矩为-14.0、-23.6、-41.0，随着频率增大，阻尼转矩减小。原因是当机组遭受次同步振荡扰动时，随着频率 $\omega_d^2$ 增大，式(26)中 $-(A_7\omega_d^2 - A_4)K_{P1}K_{P2}$ 减小，阻尼转矩系数减小；由于次同步振荡频率下 $\omega_d^2$ 相对较大，式(26)中分子项的负值部分 $-(A_7\omega_d^2 - A_4)K_{P1}K_{P2} - A_3K_{P2}$ 将对阻尼转矩系数的影响起主导作用，在此状态下机组阻尼变为负阻尼。

### 4.3 超同步振荡频率扰动下机组阻尼转矩

在双馈风电机组并网系统中加入超同步振荡信号，振荡频率为 65、80 Hz，所得仿真波形如图 11、图 12 所示。由图 11、图 12 可知，当扰动频率为超同步振荡频率时，测量值和解析值的曲线基本一致，验证了模型的正确性。频率分别为 65、80 Hz 时，在双馈风电机组上激发出的阻尼转矩为-43、-50，随着扰动频率的增大，阻尼转矩减小。原因是当扰动频率的增大， $\omega_d^2$ 增大，阻尼转矩表达式分子中的负值部分 $-(A_7\omega_d^2 - A_4)K_{P1}K_{P2} - A_3K_{P2}$ 将会远大于分子的正值部分，此时阻尼转矩将会减小变为负阻尼。

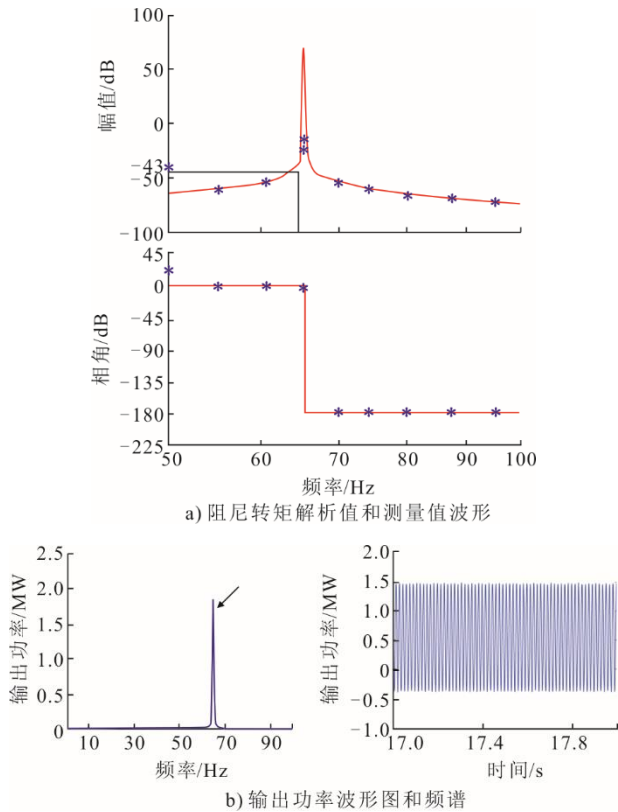


图 11 超同步振荡频率为 65 Hz 时仿真波形

Fig.11 Simulation waveform when the super synchronous oscillation frequency is 65 Hz

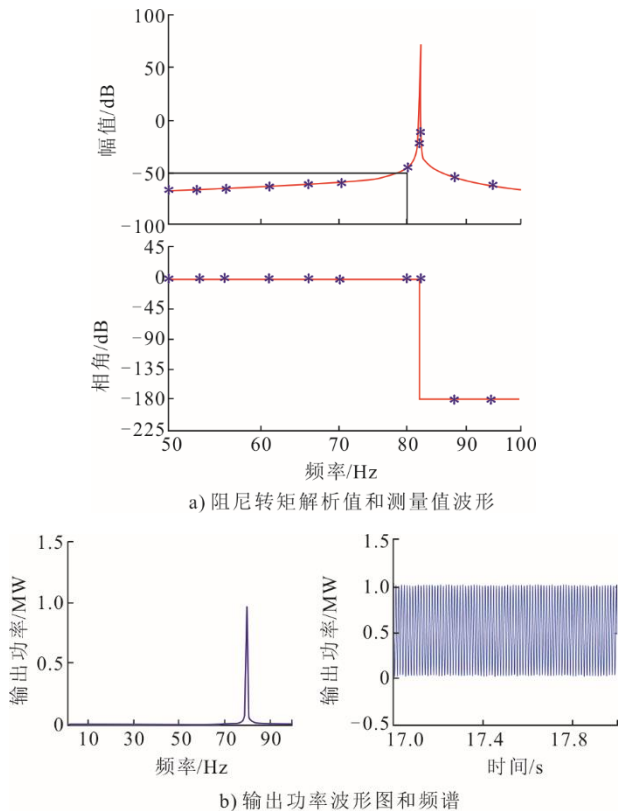


图 12 超同步振荡频率为 80 Hz 时仿真波形

Fig.12 Simulation waveform when the super synchronous oscillation frequency is 80 Hz

综上所述,当扰动频率分别为低频振荡、次同步振荡以及超同步振荡频率时,所得阻尼转矩解析值和扫描测量值曲线基本吻合,说明本文所建模型在不同振荡频率下的适用性。

## 5 结 语

本文考虑了双馈风电机组的机械转矩、电磁转矩、暂态电势、机组控制以及角度偏移等环节,推导出双馈风电机组小干扰稳定数学模型;利用阻尼转矩法,考虑转子侧变流器及其控制,推导双馈风电机组阻尼转矩和同步转矩表达式。通过仿真对所建立机组阻尼转矩模型合理性进行了验证。

由于风力机输入风速小于机组额定风速时,风力机最大功率跟踪控制与机组转子侧变流器控制系统耦合,它们共同影响机组的阻尼特性。本文推导的阻尼转矩和同步转矩模型为进一步研究机组不同控制环节、参数及它们之间的耦合对双馈风电机组阻尼的影响做准备。在后续的研究中,利用本文所建模型,研究双馈风电机组发生低频振荡、次同步振荡时各个参数对阻尼转矩的影响,为双馈风电机组振荡抑制提供相关依据。

## [参考文献]

- [1] 高澈,牛东晓,罗超,等.双馈风电场单机与多机等值模型对次同步振荡特性影响的对比[J].电力自动化设备,2018,38(8):152-157.  
GAO Che, NIU Dongxiao, LUO Chao, et al. Comparison of impact on sub-synchronous oscillation characteristics between single and multi-generator equivalent model in DFIG wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(8): 152-157.
- [2] 陈武晖,程欣,汪旒,等.次同步扭振相互作用机制解析[J].电网技术,2016,40(4):1174-1179.  
CHEN Wuhui, CHENG Xin, WANG Ni, et al. Insight into mechanism of subsynchronous torsional interaction[J]. Power System Technology, 2016, 40(4): 1174-1179.
- [3] 薛安成,付潇宇,乔登科,等.风电参与的电力系统次同步振荡机理研究综述和展望[J].电力自动化设备,2020,40(9):118-128.  
XUE Ancheng, FU Xiaoyu, QIAO Dengke, et al. Review and prospect of research on sub-synchronous oscillation mechanism of power system with wind power participation[J]. Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 118-128.
- [4] 姜涛,李孟豪,李雪,等.电力系统强迫振荡源的时频域定位方法[J].电力系统自动化,2021,45(9):98-106.  
JIANG Tao, LI Menghao, LI Xue, et al. Time-frequency domain location method for forced oscillation source in power system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(9): 98-106.
- [5] 栾某德,吴晶莹,李尚远,等.基于传递函数矩阵频域特性的原动机侧强迫振荡源定位方法[J].电力系统自动化,2019,43(17):84-91.  
LUAN Moude, WU Jingying, LI Shangyuan, et al. Location method for forced oscillation source in

- mechanical parts based on frequency-domain characteristics of transfer function matrix[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(17): 84-91.
- [6] 马轶林, 杨欢, 屈子森, 等. 改善虚拟同步发电机阻尼特性的设计方法[J]. 电网技术, 2021, 45(1): 269-275.  
MA Yilin, YANG Huan, QU Zisen, et al. Design method for improving damping characteristics of virtual synchronous generator[J]. Power System Technology, 2021, 45(1): 269-275.
- [7] 武昊. 自抗扰控制技术及其在抑制电力系统低频振荡中的应用[D]. 北京: 华北电力大学, 2018: 1.  
WU Hao. Active disturbance rejection control and its application in attenuating low frequency oscillations in power systems[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2018: 1.
- [8] 刘巨, 汪锦, 姚伟, 等. 负阻尼和强迫功率振荡的特征分析与区分方法[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(19): 76-84.  
LIU Ju, WANG Jin, YAO Wei, et al. Characteristic analysis and identification method of negative damping and forced power oscillation[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(19): 76-84.
- [9] MA J, SHEN Y, PHADKE A G. Stability assessment of DFIG subsynchronous oscillation based on energy dissipation intensity analysis[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(8): 8074-8087.
- [10] RUI K L, JUN Y, XUE W W. Dynamic stability analysis and improved LVRT schemes of DFIG-based wind turbines during a symmetrical fault in a weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 303-318.
- [11] 马燕峰, 郑力文, 霍亚欣, 等. 虚拟同步发电机接入电力系统的阻尼转矩分析[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(4): 166-171.  
MA Yanfeng, ZHENG Liwen, HUO Yaxin, et al. Damping torque analysis of virtual synchronous generator connected to power system[J]. Power Automation Equipment, 2020, 40(4): 166-171.
- [12] 王立新, 程林, 孙元章, 等. 补偿双馈风电机组电磁转矩-转速闭环相位滞后特性的传动轴系统阻尼控制[J]. 电网技术, 2014, 38(12): 3333-3340.  
WANG Lixin, CHENG Lin, SUN Yuanzhang, et al. Damping control of drive-train system of DFIG to compensate phase lag characteristics of electromagnetic torque-generator speed closed loop[J]. Power System Technology, 2014, 38(12): 3333-3340.
- [13] 郝正航, 余贻鑫. 励磁控制引起的双馈风电机组轴系扭振机理[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(21): 81-86.  
HAO Zhenghang, YU Yixin. Analysis on wind turbine driven DFIG shaft torsional oscillation mechanism caused by excitation control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2010, 34(21): 81-86.
- [14] 周际城, 彭晓涛, 罗鹏, 等. 基于复转矩系数法的双馈风机次同步控制相互作用阻尼特性研究[J]. 电网技术, 2020, 44(4): 1247-1257.  
ZHOU Jicheng, PENG Xiaotao, LUO Peng, et al. Study on interaction damping characteristics of subsynchronous control of doubly fed fan based on complex torque coefficient method[J]. Power Grid Technology, 2020, 44(4): 1247-1257.
- [15] HUANG P H, ELMOURSI M S, XIAO W D, et al. Subsynchronous resonance mitigation for series-compensated DFIG-based wind farm by using two-degree-of-freedom control strategy[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(3): 1442-1454.
- [16] 吴熙, 关雅静, 宁威, 等. 双馈风机转子侧变换器参数对次同步振荡的交互影响机理及其应用研究[J]. 电网技术, 2018, 42(8): 2536-2544.  
WU Xi, GUAN Yajing, NING Wei, et al. Study on the interaction mechanism of rotor side converter parameters of doubly fed fan on subsynchronous oscillation and its application[J]. Power Grid Technology, 2018, 42(8): 2536-2544.
- [17] 朱林, 钟丹婷, 王贝, 等. 含转子侧控制器的双馈风机建模与次同步振荡机理分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(13): 40-48.  
ZHU Lin, ZHONG Danting, WANG Bei, et al. Modeling of doubly-fed wind turbine with rotor-side converter control and mechanism analysis of subsynchronous oscillation[J]. Power System Automation, 2021, 45(13): 40-48.
- [18] 姚骏, 曾欣, 李嘉伟. 并网双馈感应风电系统轴系振荡特性[J]. 电工技术学报, 2017, 32(6): 124-137.  
YAO Jun, ZENG Xin, LI Jiawei. Shaft oscillation characteristics of grid-connected doubly-fed induction generator-based wind power generation system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(6): 124-137.
- [19] SUN K, YAO W, FANG J K, et al. Impedance modeling and stability analysis of grid-connected DFIG-based wind farm with a VSC-HVDC[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1375-1390.
- [20] 李凌, 卓毅鑫, 崔长江, 等. 基于阻抗网络分析法的含双馈风电场桂林电网次同步振荡风险评估[J]. 电工电能新技术, 2020, 39(5): 32-40.  
LI Ling, ZHUO Yixin, CUI Changjiang, et al. Risk assessment of sub-synchronous oscillation of Guilin power grid with doubly fed wind farms based on impedance network analysis[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2020, 39(5): 32-40.
- [21] 刘取. 电力系统稳定性及发电机励磁控制[M]. 北京: 中国电力出版社, 2007: 125-167.  
LIU Qu. Power system stability and generator excitation control[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2007: 125-167.
- [22] 巨云涛, 马雅蓉, 齐志男. 基于阻尼转矩分析的虚拟同步机对小干扰稳定的影响机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(31): 98-107.  
JU Yuntao, MA Yarong, QI Zhinan. Research on the effect mechanism of virtual synchronous generator on small-signal stability based on damped torque analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(31): 98-107.
- [23] 鞠平, 吴峰, 金宇清, 等. 可再生能源发电系统的建模与控制[M]. 北京: 科学出版社, 2014: 342-350.  
JU Ping, WU Feng, JIN Yuqing, et al. Modeling and control of renewable energy power generation system[M]. Beijing: Science Press, 2014: 342-350.
- [24] 荣坤. 双馈风电机组励磁系统阻尼特性及对系统影响研究[D]. 青岛: 山东科技大学, 2022: 21-31.  
RONG Kun. Study on damping characteristics of doubly-fed wind turbine excitation system and its influence on the system[D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2022: 21-31.
- [25] 凌禹. 双馈风力发电系统的建模、仿真与控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2017: 119-123.  
LING YU. Modeling, simulation and control of doubly-fed wind power generation system[M]. Beijing: China Machinery Industry Press, 2017: 119-123.

(责任编辑 杜亚勤)