

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.201426

基于信号注入法的风火打捆经直流外送系统次同步扭振分析

王俊茜¹, 贾祺², 刘侃¹, 王健¹, 杨慧彪³, 翟文超¹

(1. 现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室(东北电力大学), 吉林 吉林 132012;
2. 国网辽宁电力科学研究院, 辽宁 沈阳 110006; 3. 国网宁夏电力科学研究院, 宁夏 银川 750002)

摘要: 随着大规模新能源的发展, 风火打捆经高压直流外送是解决风电消纳问题的关键手段。与此同时, 风电机组、直流输电与同步发电机组之间的次同步振荡问题日益凸显。针对双馈风电机组、直流输电与同步发电机组的动态交互问题, 建立了线性化模型, 研究风电机组、直流输电的动态过程对同步发电机组机电暂态过程的影响。基于附加励磁信号注入法, 分析直流输送容量固定时双馈风电机组控制参数、运行风速、并网台数等因素对同步发电机组各扭振模式阻尼特性的影响规律, 辨识同步发电机组轴系负阻尼扭振机理。基于时域仿真模型, 验证了所提方法能够有效揭示双馈风电机组对同步发电机组轴系扭振的影响。

关键词: 双馈异步发电机; 同步发电机组; 高压直流输电; 机电耦合; 轴系扭振

Analysis of sub-synchronous torsional mode of wind-thermal bundled system transmitted via HVDC based on a signal injection method

WANG Junxi¹, JIA Qi², LIU Kan¹, WANG Jian¹, YANG Huibiao³, ZHAI Wenchao¹

(1. Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education (Northeast Electric Power University), Jilin 132012, China; 2. State Grid Liaoning Electric Power Research Institute, Shenyang 110006, China; 3. State Grid Ningxia Electric Power Research Institute, Yinchuan 750002, China)

Abstract: With the development of large-scale renewable energy, the wind-thermal bundled system transmitted via High Voltage Direct Current (HVDC) has become a key method to solve the problem of wind power consumption. At the same time, the problem of subsynchronous oscillation among wind turbines, HVDC, and the Synchronous Generator (SG) has become increasingly serious. Considering the dynamic interactions among Doubly-Fed Induction Generator (DFIG)-based wind turbines, HVDC and SG, a linearization model is established. The influence of the dynamic processes of wind turbines and HVDC on the electromechanical transient processes of SG is studied. Based on the method of additional excitation signal injection, when the capacity of HVDC is fixed, the influence of DFIG-based wind turbine main factors including control parameters, wind speeds, and numbers of grid connected units on the damping characteristics of the SG torsional mode is analyzed. The mechanism of the negative damping torsional mode of the SG is identified. Based on a time-domain simulation model, the effectiveness of the proposed method in revealing the influence of DFIG-based wind turbines on the shaft torsion of SG is verified.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China Commission-Smart Grid Joint Foundation of State Grid Corporation of China (No. U1866601).

Key words: doubly-fed induction generator; synchronous generator; high voltage direct current transmission; electromechanical coupling; shaft torsion

0 引言

近年来, 大力发展风资源是推进能源转型和应

对环境挑战的重要途径。2020年上半年, 我国新增并网装机632万MW, 截止到6月底, 风电累计装机2.17亿kW^[1], 风电装机容量稳步上升。预计到2050年我国风电装机规模将达24亿kW^[2]。

由于我国风电资源分布与负荷发展不协调, 导致风电存在消纳问题, 风电需要大规模、远距离稳

基金项目: 国家自然科学基金委员会-国家电网公司智能电网联合基金项目资助(U1866601)

定输送, 因此, 风电、火电经高压直流外送是解决该问题的关键手段, 如鲁固直流输电工程、哈郑直流输电工程等。然而, 在解决风电消纳问题的同时, 送端电网的安全稳定问题面临隐患^[3-6], 如功率振荡问题: 2015 年 7 月, 中国新疆哈密地区风电场发生次同步振荡(Subsynchronous Oscillation, SSO)导致 300 km 外同步发电机组轴系扭振保护动作, 威胁系统安全运行^[7]。

围绕送端电网功率振荡问题, 国内外学者基于特征值法、复转矩系数法、阻抗分析法等, 从以下几个方面展开了研究: 1) 同步发电机组经直流输电外送次同步振荡问题^[8-10]; 2) 风电机组经直流输电联网次同步振荡问题^[11-13]; 3) 风电、火电打捆经直流输电外送系统次同步振荡问题^[14-18]。

在同步发电机组(Synchronous Generator, SG)经直流外送研究方面, 文献[8]指出直流输送容量、电网强度、电流环控制均会影响 SG 轴系扭振, 诱发 11.5 Hz 负阻尼振荡。文献[9-10]基于复转矩系数法研究由直流输电引起次同步振荡的稳定性机理, 指出整流侧定电流控制器带宽在 10~20 Hz 时会使附近的发电机组产生 SSO 负阻尼。在风电机组经直流输电外送方面, 文献[11]基于复转矩分析方法研究双馈异步发电机(Doubly-fed Induction Generator, DFIG)与高压直流输电(High Voltage Direct Current, HVDC)系统的阻尼特性, 研究指出两者间相互作用并不明显。文献[12]基于特征值分析法, 研究 DFIG 控制器参数, 风速对 SG 扭振模式的影响, 结果表明, 当转子侧变流器功率外环参数由 1 增加到 5 或电流内环控制参数由 0.1 增加到 10 时, 扭振模式的频率和阻尼增加; 风速由 11 m/s 增加至 15 m/s 时, 扭振模式阻尼先降低后增加。文献[13]基于阻尼转矩法, 指出直驱风电机组外环、HVDC 定电流控制器比例系数增加或积分系数减小时, 次同步振荡阻尼增加, 并推导出其耦合作用机理为耦合点电压与电流扰动间的动态过程。

同步发电机组或风电机组与直流输电之间的相互作用研究已相对完善, 但在三者相互作用方面, 鲜有文献研究。文献[14-15]分别基于时域仿真法、特征值分析法研究分析风火打捆经直流送出系统振荡机理, 指出 DFIG 接入能够缓解直流输电引起的 SG 次同步振荡。文献[17]基于最小二乘法提出一种自抗扰附加阻尼控制, 以有效抑制风火打捆经 HVDC 送出系统的轴系扭振问题。然而, 三者之间的动态交互机理并未完全阐述清楚。

风火打捆经直流外送系统中, 风电机组并网引发 SG 轴系扭振, 表现于转子转速振荡, 即转速蕴含丰富的机电耦合作用信息。如果施加某种可控扰动以激发转速振荡, 观测扰动撤除后的转速响应特性, 即可判断风电机组-直流输电-同步发电机组之间的机电耦合特性, 进而识别各因素对 SG 轴系扭振的贡献大小。

与以往的研究相比, 本文对于风火打捆经直流外送系统, 应用注入信号法测辨系统轴系扭振, 即通过在 SG 励磁绕组两端施加交流电压信号激发转速振荡, 观测转速扰动自由响应特性差异, 借此辨识直流输送容量固定时 DFIG 机群控制参数、运行风速、并网台数等因素对 SG 各扭振模式阻尼特性的影响规律, 辨识 SG 轴系负阻尼扭振机理。

1 系统建模

风火打捆经直流外送系统拓扑结构如图 1 所示, 主要包括 DFIG 机群、SG、HVDC。考虑到实际系统中 DFIG 机群由数百到数千台风电机组构成, 模型阶数高, 建立详细模型难度较大, 因此本文基于相似变化理论对 DFIG 机群进行单机等值。SG 采用次同步振荡第一标准模型^[19], HVDC 采用国际大电网会议高压直流输电标准模型^[20]。

1.1 双馈风电机组模型

DFIG 拓扑结构及其控制系统如图 2 所示^[21], 由风力机、异步电机、转子变流器、网侧变流器四

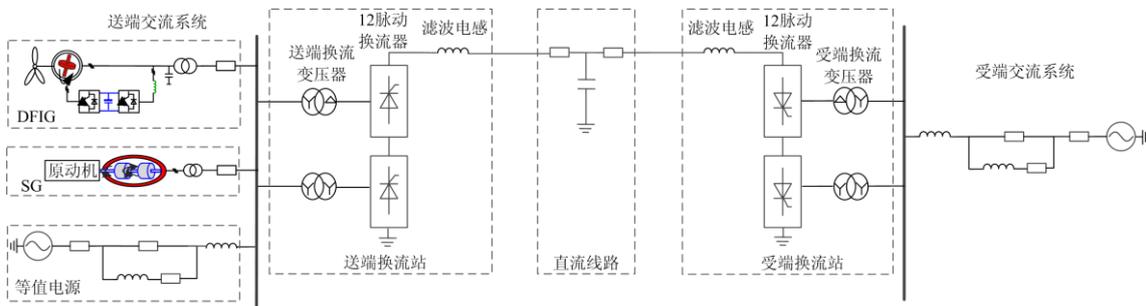


图 1 风火打捆经直流外送系统示意图

Fig. 1 Diagram of wind-thermal bundled system transmitted via HVDC

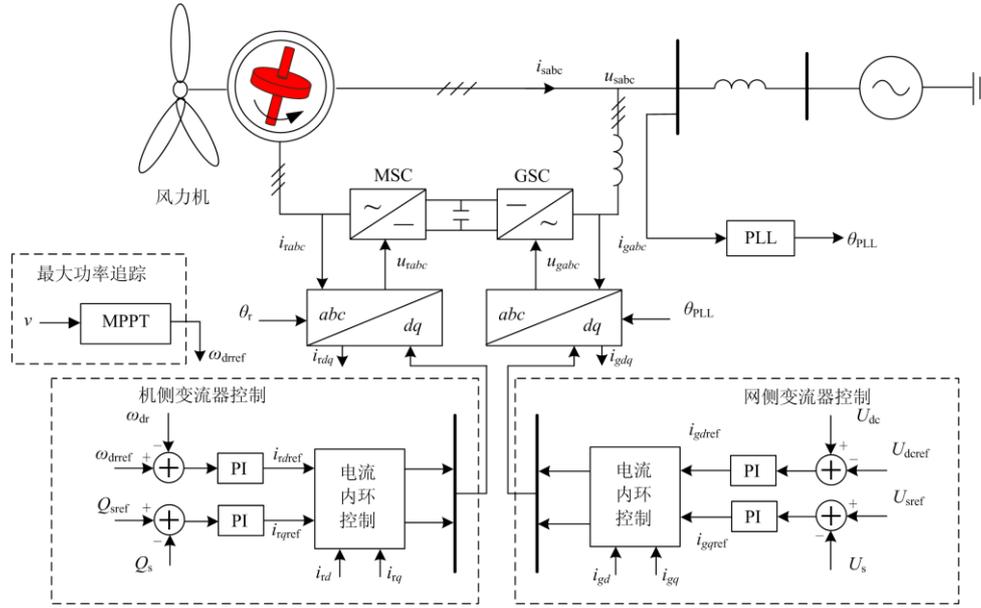


图 2 DFIG 拓扑结构

Fig. 2 Topology of DFIG

部分构成, DFIG 各变量意义如附录 A 表 A1 所示。转子侧变流器和网侧变流器通常采用电压矢量定向控制策略, 其中, 为了实现风能的最大化利用, 转子侧变流器采用最大功率跟踪控制策略; 网侧变流器以直流电压与无功功率为控制目标。

DFIG 的数学模型如文献[22]所示, 在平衡点处线性化, 得到如式(1)所示的线性化模型。

$$\begin{cases} \Delta \dot{x}_{\text{DFIGs}} = \mathbf{A}_{\text{DFIGs}} \Delta x_{\text{DFIGs}} + \mathbf{B}_{\text{DFIGs}} \Delta u_{\text{DFIGs}} \\ \Delta y_{\text{DFIGs}} = \mathbf{C}_{\text{DFIGs}} \Delta x_{\text{DFIGs}} + \mathbf{D}_{\text{DFIGs}} \Delta u_{\text{DFIGs}} \end{cases} \quad (1)$$

进一步得到 DFIG 机群传递函数如式(2)所示。

$$\Delta G_{\text{DFIGs}} = \mathbf{C}_{\text{DFIGs}} \cdot (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{\text{DFIGs}})^{-1} \cdot \mathbf{B}_{\text{DFIGs}} + \mathbf{D}_{\text{DFIGs}} \quad (2)$$

式中: $\mathbf{A}_{\text{DFIGs}}$ 、 $\mathbf{B}_{\text{DFIGs}}$ 、 $\mathbf{C}_{\text{DFIGs}}$ 、 $\mathbf{D}_{\text{DFIGs}}$ 分别为 DFIG 机群的状态矩阵、输入矩阵、输出矩阵和前馈矩阵; 状态变量增量 $\Delta x_{\text{DFIGs}} = [\Delta \omega_{\text{dr}}, \Delta i_{\text{sd}}, \Delta i_{\text{sq}}, \Delta i_{\text{rd}}, \Delta i_{\text{rq}}, \Delta i_{\text{gd}}, \Delta i_{\text{gq}}, \Delta U_{\text{dc}}, \Delta x_1 \sim \Delta x_8]$; 输入变量增量 $\Delta u_{\text{DFIGs}} = [\Delta u_{\text{sd}}, \Delta u_{\text{sq}}]^T$; 输出变量增量 $\Delta y_{\text{DFIGs}} = [\Delta i_{\text{sd}}, \Delta i_{\text{sq}}]^T$ 。

1.2 同步发电机模型

SG 的拓扑结构如文献[19]所示, 由电气部分和轴系部分构成。轴系部分等效为 6 个质量块, 包含高压缸 HP、中压缸 IP、低压缸 LPA、低压缸 LPB、发电机 GEN 和励磁机 EXC。轴系有 5 个固有振荡频率, 分别为 15.71 Hz(扭振模式 TM1)、20.21 Hz(扭振模式 TM2)、25.55 Hz(扭振模式 TM3)、32.28 Hz(扭振模式 TM4)、47.46 Hz(扭振模式 TM5), 其中 TM5 在本文中不予考虑。

在平衡点处线性化, 得到 SG 线性化模型结构, 如式(3)所示。

$$\begin{cases} \Delta \dot{x}_{\text{SG}} = \mathbf{A}_{\text{SG}} \Delta x_{\text{SG}} + \mathbf{B}_{\text{SG}} \Delta u_{\text{SG}} \\ \Delta y_{\text{SG}} = \mathbf{C}_{\text{SG}} \Delta x_{\text{SG}} + \mathbf{D}_{\text{SG}} \Delta u_{\text{SG}} \end{cases} \quad (3)$$

进一步得到 SG 传递函数如式(4)所示。

$$\Delta G_{\text{SG}} = \mathbf{C}_{\text{SG}} \cdot (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{\text{SG}})^{-1} \cdot \mathbf{B}_{\text{SG}} + \mathbf{D}_{\text{SG}} \quad (4)$$

式中: \mathbf{A}_{SG} 、 \mathbf{B}_{SG} 、 \mathbf{C}_{SG} 、 \mathbf{D}_{SG} 分别为 SG 的状态矩阵、输入矩阵、输出矩阵和前馈矩阵; 状态变量增量 $\Delta x_{\text{SG}} = [\Delta \omega_1 \sim \Delta \omega_6, \Delta \delta_1 \sim \Delta \delta_6, \Delta T_{m1} \sim \Delta T_{m3}, \Delta \alpha, \Delta \mu, \Delta i_f, \Delta i_D, \Delta i_G, \Delta i_Q, \Delta E_{fd}]$; 输入变量增量 $\Delta u_{\text{SG}} = [\Delta u_d, \Delta u_q]^T$; 输出变量增量 $\Delta y_{\text{SG}} = [\Delta i_d, \Delta i_q]^T$; SG 各变量意义如附录 A 表 A2 所示。

1.3 直流输电模型

HVDC 的拓扑结构和数学模型如文献[20]所示, 整流侧主控制器采用定电流控制; 逆变侧控制器采用定关断角控制。在平衡点处线性化, 得到如式(5)所示的线性化模型。

$$\begin{cases} \Delta \dot{x}_{\text{HVDC}} = \mathbf{A}_{\text{HVDC}} \Delta x_{\text{HVDC}} + \mathbf{B}_{\text{HVDC}} \Delta u_{\text{HVDC}} \\ \Delta y_{\text{HVDC}} = \mathbf{C}_{\text{HVDC}} \Delta x_{\text{HVDC}} + \mathbf{D}_{\text{HVDC}} \Delta u_{\text{HVDC}} \end{cases} \quad (5)$$

进一步得到 HVDC 传递函数如式(6)所示。

$$\Delta G_{\text{HVDC}} = \mathbf{C}_{\text{HVDC}} \cdot (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{\text{HVDC}})^{-1} \cdot \mathbf{B}_{\text{HVDC}} + \mathbf{D}_{\text{HVDC}} \quad (6)$$

式中: \mathbf{A}_{HVDC} 、 \mathbf{B}_{HVDC} 、 \mathbf{C}_{HVDC} 、 \mathbf{D}_{HVDC} 分别为 HVDC 的状态矩阵、输入矩阵、输出矩阵和前馈矩阵; 状态变量增量 $\Delta x_{\text{HVDC}} = [\Delta I_{\text{rd}}, \Delta I_{\text{rq}}, \Delta I_{\text{dc1}}, \Delta I_{\text{dc2}}, \Delta V_{\text{dc}}, \Delta V_{\text{pccd}}, \Delta V_{\text{pccq}}, \Delta V_{\text{cr2d}}, \Delta V_{\text{cr2q}}, \Delta I_{\text{Lr1d}}, \Delta I_{\text{Lr1q}}, \Delta V_{\text{cr3d}}, \Delta V_{\text{cr3q}}, \Delta V_{\text{cr4d}}, \Delta V_{\text{cr4q}}, \Delta I_{\text{Lr2d}}, \Delta I_{\text{Lr2q}}, \Delta x_9 \sim \Delta x_{12}]$; 输入变量增量 $\Delta u_{\text{HVDC}} = [\Delta V_{\text{rd}}, \Delta V_{\text{rq}}]^T$; 输出变量增量 $\Delta y_{\text{HVDC}} = [\Delta I_{\text{rd}}, \Delta I_{\text{rq}}]^T$; HVDC 各变量意义如附录 A 表 A3 所示。

2 多样设备机电耦合特性

基于 SG 线性化模型, 电磁转矩扰动 ΔT_e 如式(7)所示。

$$\Delta T_e = - \left\{ \begin{bmatrix} i_{q0} & -i_{d0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\psi_{q0} & \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -\psi_{q0} \\ \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \Delta\omega_r + \left\{ \begin{bmatrix} i_{q0} & -i_{d0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\psi_{q0} & \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_d \\ \Delta u_q \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: i_{d0} 、 i_{q0} 为 dq 坐标系下 SG 定子电流初值; ω_0 为 SG 转子转速初值; ω_{base} 为 SG 转子转速基准值; $\Delta\omega_r$ 为 SG 转子转速增量; ψ_{d0} 、 ψ_{q0} 为 dq 坐标系下 SG 定子磁链初值; Δu_d 、 Δu_q 为 dq 坐标系下 SG 定子电压增量。

$L_1(s)$ 、 $L_2(s)$ 表征为电流与磁链的传递函数关系, $L_1(s)$ 、 $L_2(s)$ 表达式如式(8)所示。

$$\begin{cases} L_1(s) = \frac{(\tau''_{d0}s + 1)(\tau'_{d0}s + 1)}{(\tau''_q s + 1)(\tau'_q s + 1)L_d} \\ L_2(s) = \frac{(\tau''_{q0}s + 1)(\tau'_{q0}s + 1)}{(\tau''_d s + 1)(\tau'_d s + 1)L_q} \end{cases} \quad (8)$$

式中: τ'_d 、 τ'_{d0} 、 τ''_{d0} 、 τ'_q 、 τ'_{q0} 、 τ''_{q0} 为 SG 受扰动后转子侧各绕组中感生电流自由分量衰减的时间常数; L_d 、 L_q 为 SG 同步电感系数。

由式(7)可知, SG 电磁转矩扰动与转子转速扰动和电压扰动相关, 而电压扰动又与电流扰动、电网结构相关, 电压扰动表达式如式(9)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta u_d \\ \Delta u_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中, Z_{11} 、 Z_{12} 、 Z_{21} 、 Z_{22} 为电网阻抗矩阵元素, 电流扰动表达式如式(10)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -\psi_{q0} \\ \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \Delta\omega_r + \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u_d \\ \Delta u_q \end{bmatrix} \quad (10)$$

结合式(7)一式(10)可从机理上反映 SG 电磁转

矩的形成机理, 如图 3 所示。SG 转速扰动作为输入, 经过两条支路形成电磁转矩, 其中第一条支路主要由 SG 电气部分决定, 第二条支路由 SG 电气部分与电网共同决定。图 3(b)中, $G_1(s)$ 、 $G_2(s)$ 、 $G_3(s)$ 、 $G_4(s)$ 、 $G_5(s)$ 的表达式见附录 A 式(A1)。

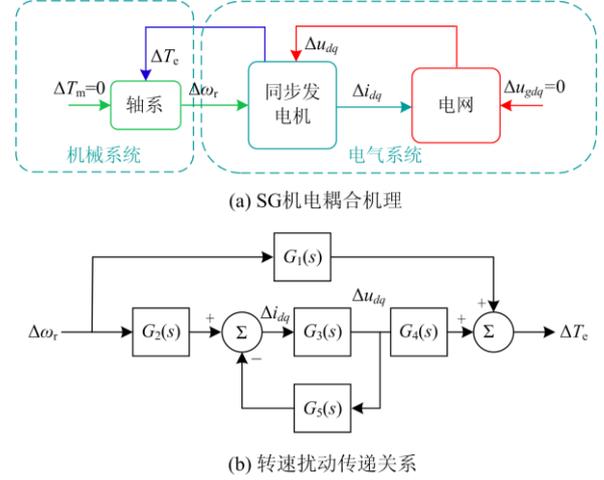


图 3 SG 电磁转矩形成机理

Fig. 3 Electromagnetic torque formation mechanism of SG

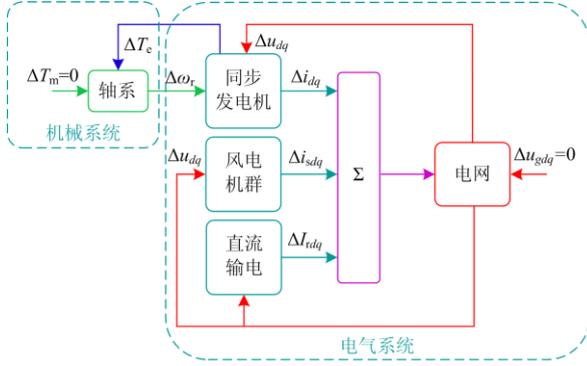
由图 3 可知, SG 转速扰动传递函数如式(11)所示。

$$\Delta T_e = \left\{ \begin{matrix} G_1(s) + (G_2(s) \cdot G_3(s) \cdot \\ [1 - G_3(s) \cdot G_5(s)]^{-1} \cdot G_4(s) \end{matrix} \right\} \cdot \Delta\omega_r \quad (11)$$

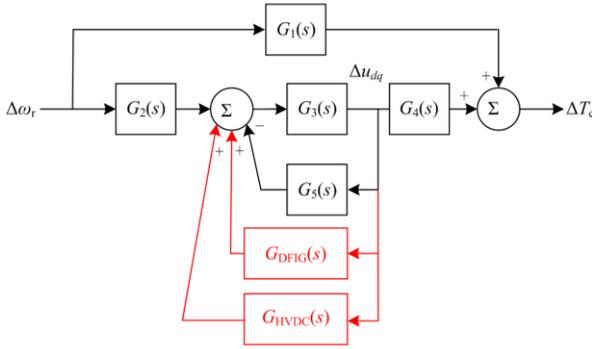
当 DFIG 机群、HVDC 接入系统后, 与 SG 相互作用的机理如图 4 所示。由图 4 可知, SG 转子扰动 $\Delta\omega_r$ 为电气系统的输入量, 经电气部分电磁耦合关系, 形成输出电流扰动 Δi_{dq} , 输出电流扰动 Δi_{dq} 一方面直接形成电磁转矩扰动 ΔT_e 作用在转子上, 另一方面经电网耦合形成 SG、DFIG 机群和 HVDC 端电压扰动 Δu_{dq} 。SG 端电压扰动经其电磁耦合关系加剧电磁转矩扰动 ΔT_e 与输出电流扰动 Δi_{dq} , Δi_{dq} 与 DFIG 机群、HVDC 端电压扰动共同作用, 产生电流扰动 Δi_{sdq} 、 Δi_{rdq} 、 Δi_{sdq} 、 Δi_{rdq} 叠加, 继续与电网作用, 形成新的端电压扰动 Δu_{dq} , 从而进一步加剧 SG 电磁转矩扰动 ΔT_e , 直至系统再平衡或失去稳定。

由图 4 可知, DFIG 机群、HVDC 与 SG 之间转速扰动传递函数如式(12)所示。

$$\Delta T_e = \left\{ \begin{matrix} G_1(s) + (G_2(s) \cdot G_3(s) \cdot \\ [1 - G_3(s) \cdot (G_5(s) + G_{DFIGs}(s)) + G_{HVDC}(s)]^{-1} \cdot G_4(s) \end{matrix} \right\} \cdot \Delta\omega_r \quad (12)$$



(a) DFIG机群、HVDC与SG机电耦合机理



(b) 多样设备转速扰动传递关系

图 4 DFIG 机群、HVDC 与 SG 动态相互作用机理

Fig. 4 Dynamic interaction between DFIGs, HVDC and SG

上述分析体现了电力电子设备多尺度动态过程对电磁设备机电暂态过程的影响，揭示了 DFIG 机群、HVDC 与 SG 间的机电耦合过程。目前，特征值法^[23-25]、时域仿真法^[26-29]、阻抗分析法^[30-31]等是常用的电力系统次同步振荡分析方法。相对而言，在研究复杂系统次同步振荡问题时，时域仿真法能够最大程度地保证模型完整性与计算精度。因此，本文应用测辨方法对多样设备影响 SG 轴系问题开展研究。

3 多样设备接入对同步发电机组阻尼特性的影响

3.1 附加励磁信号注入法

常见的 SG 测辨方法包括：定子侧附加电流注入法、转子侧附加励磁信号注入法等，本文采用后者。该方法的优势在于：可以根据需要，改变激励信号的频率、幅度和时间长短，识别所有相关的模式衰减系数；在线应用时，由于幅度可控，能确保机组轴系安全，不影响机组的正常运行等。由多样设备动态耦合机理可知，DFIG 机群经 HVDC 并网引发 SG 轴系扭振，表现在转子转速振荡，即转速蕴含丰富的机电耦合作用信息。若施加某种可控扰

动以激发转速振荡，观测扰动撤除后的转速响应特性，即可判断 DFIG 机群、HVDC 与 SG 之间的机电耦合特性，进而识别各设备对 SG 轴系扭振的贡献大小。

以转子运动方程为例，当外界有扰动后，转子角变化规律如式(13)所示。

$$\Delta\ddot{\delta}_k + 2\sigma_k\Delta\dot{\delta}_k + \omega_{nk}^2\Delta\delta_k = -\Delta T_{ek} \quad (13)$$

式中： δ_k 为扭振模式角度； ω_{nk} 为模式角速度；模式衰减系数 σ_k 为阻尼比与模式角频率的乘积，即 $\sigma_k = \zeta\omega_{nk}$ ；电磁转矩 $\Delta T_{ek} = -A\cos(\omega_s t)$ ， ω_s 为电磁转矩扰动角速度。

假设角度增量 $\Delta\delta_k(t=0)=0$ ，则扭振模式角度可表示为

$$\begin{cases} \Delta\delta_k = \Delta\delta_{kt}(t) + \Delta\delta_{ks}(t) \\ \Delta\delta_{kt}(t) = -Be^{-\sigma_k t} \left(\frac{\cos\phi \cos\omega_d t + \omega_s \sin\phi + \sigma_k \cos\phi}{\omega_d} \sin\omega_d t \right) \\ \Delta\delta_{ks}(t) = B \cos(\omega_s t - \phi) \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} B = \frac{A}{\sqrt{(\omega_{nk}^2 - \omega_s^2)^2 + 4\sigma_k^2}} \\ \phi = \arctan \frac{2\sigma_k / \omega_{nk}}{1 - (\omega_s / \omega_{nk})^2} \\ \omega_d = \sqrt{\omega_{nk}^2 - \sigma_k^2} \end{cases} \quad (15)$$

式中： $\Delta\delta_{kt}(t)$ 为仅存在一段时间的瞬态响应； $\Delta\delta_{ks}(t)$ 为注入信号激励下的强迫响应； ϕ 为初始相位； ω_d 为有阻尼模式角速度。可见 SG 转子动态过程中包含了衰减分量与强迫激励，衰减系数可表征系统的模式阻尼。

当激励信号撤出后，扭振模式转速将呈现指数衰减，求解式(16)可得到扭振模式角度和角速度的表达式，如式(17)、式(18)表示。

$$\Delta\ddot{\delta}_k + 2(\sigma_k + \sigma_{ck})\Delta\dot{\delta}_k + \omega_{nk}^2\Delta\delta_k = 0 \quad (16)$$

$$\Delta\delta_k(t) = C_\theta e^{-\sum\sigma_k(t-t_0)} \sin(\omega_d(t-t_0) + \phi), t \geq t_0 \quad (17)$$

$$\Delta\omega_k(t) = C_\omega e^{-\sum\sigma_k(t-t_0)} \cos(\omega_d(t-t_0) + \phi), t \geq t_0 \quad (18)$$

式中： C_θ 、 C_ω 为系数； t_0 为撤销激励的时间。由式(18)可知，撤销激励后，扭振模式转速以衰减或者增幅振荡的形式变化，通过辨识激励撤销后的扭振模式转速的衰减系数即可判断系统阻尼特性（衰减系数 >0 ，负阻尼；衰减系数 <0 ，正阻尼）。

附加励磁信号注入法基本原理如图 5 所示^[32]，由图 5 可知，模式信号发生器向同步发电机组的

AVR 输出端叠加角速度、幅值、时长都可控的激励测试信号 u_e , u_e 会产生电磁转矩扰动 ΔT_e , 并在轴系中激发出安全可控的次同步振荡。移除激励测试信号 u_e 后, 发电机转速的变化将取决于系统机械阻尼和电气阻尼的相互作用结果, 通过离散傅里叶变换的频谱分析方法来获取扭振模式衰减系数, 具体流程如图 6 所示。

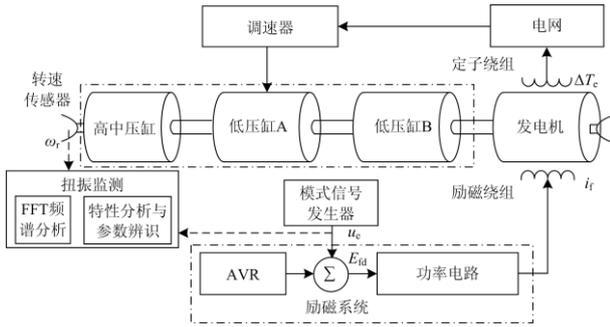


图 5 励磁信号注入法基本原理

Fig. 5 Basic principle of excitation-signal-injection method

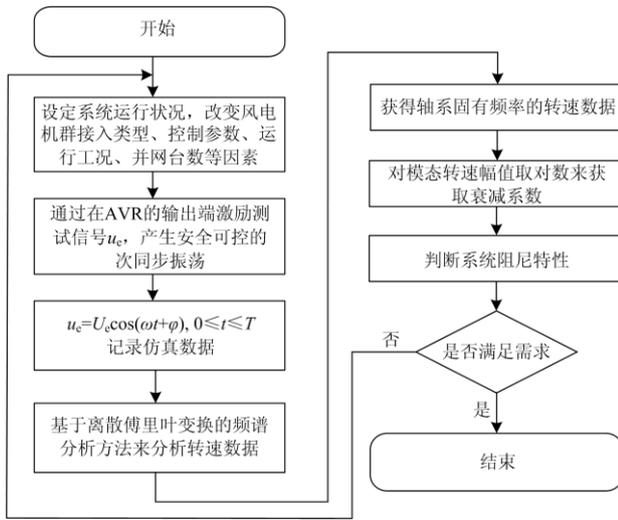


图 6 测辨方法流程图

Fig. 6 Flowchart of the proposed identification approach

3.2 多样设备接入对 SG 阻尼特性的影响

为阐述上述方法的可行性, 以图 1 所示的算例系统为例, 设定 HVDC 输送容量为 800 MW, SG 输出功率为 600 MW, 单台 DFIG 容量为 1.5 MW, 风速为 4 m/s, 并联 1 500 台, 转子侧变流器电流内环控制比例系数为 1.5 p.u.。仿真时间共 40 s, $t=0$ s 时加入励磁信号扰动, 15 s 时移除扰动信号, SG 轴系扭振模式转速曲线如图 7 所示。对 TM1—TM4 转速幅值取对数, 并进行曲线拟合, 拟合结果如图 8 所示, 得到 TM1—TM4 的衰减系数分别为 -0.1235 、 -0.007909 、 -0.02113 、 -0.06042 。

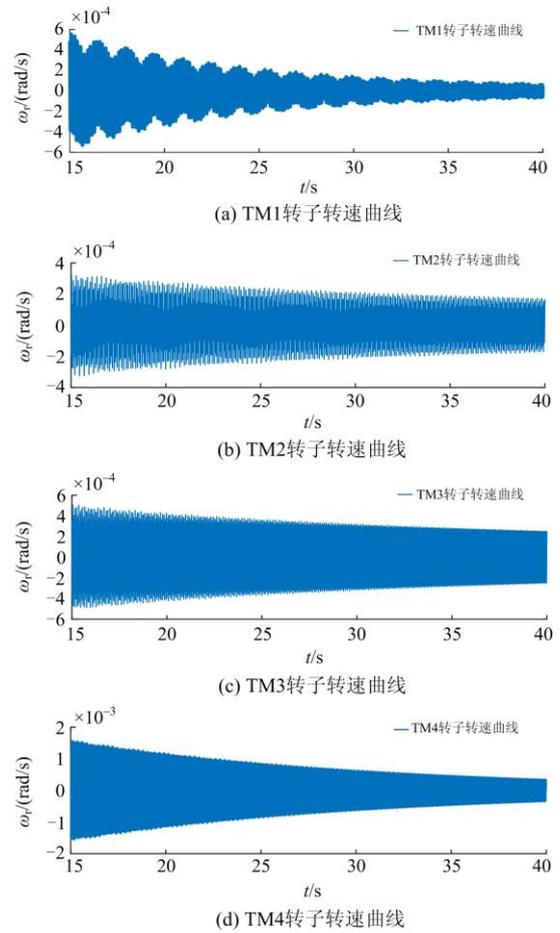
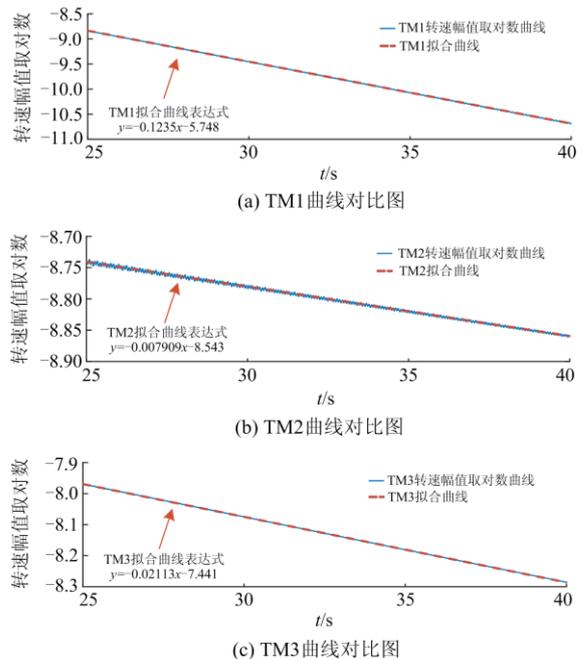


图 7 撤销扰动后 SG 扭振模式转子转速曲线

Fig. 7 Rotor speed curve of SG torsional mode after repealing the disturbance



(a) TM1 曲线对比图

(b) TM2 曲线对比图

(c) TM3 曲线对比图

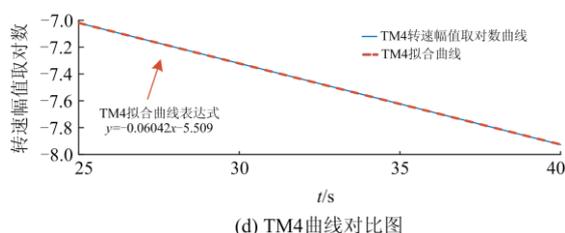


图 8 转速幅值取对数后的变化曲线与拟合曲线对比图

Fig. 8 Comparison diagram of the change curves of the amplitude of ω_r after taking the logarithm and fitting curves

在直流输送容量固定情况下, 定量分析 DFIG 机群运行风速、控制参数、并网台数等因素对 SG 轴系扭振影响规律。当 DFIG 机群风速为 4 m/s, HVDC 输送容量为 800 MW, SG 输出功率为 600 MW, 并联 1 500 台时, 不同 DFIG 转子侧变流器电流内环控制参数下, SG 各扭振模式的衰减系数如图 9 所示。

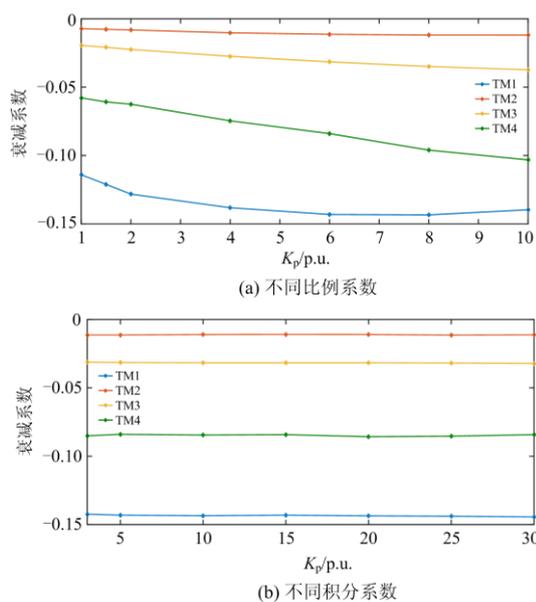


图 9 SG 各扭振模式衰减系数变化曲线

Fig. 9 Damping coefficient curves for each torsional mode of SG

由图 9 可知: DFIG 机群并网台数给定情况下, 当电流内环比例系数由 1 p.u.变化至 10 p.u.时, SG 各轴系扭振模式的衰减系数大体呈减小趋势, 其中 TM1 的衰减系数变化约为 1.2 倍, TM2 的衰减系数变化约为 1.7 倍, TM3 的衰减系数变化约为 1.9 倍, TM4 的衰减系数变化约为 1.8 倍, 模式阻尼特性增强, 在相同时间变化范围内, TM1 的变化更为显著。随着电流内环积分系数增加, SG 各轴系扭振模式的衰减系数变化不明显。

SG 输出功率为 600 MW, 同时保证 HVDC 输

出功率保持 800 MW 不变的情况下, 不同 DFIG 机群运行风速、并网台数下, SG 各扭振模式的衰减系数如图 10、图 11 所示。

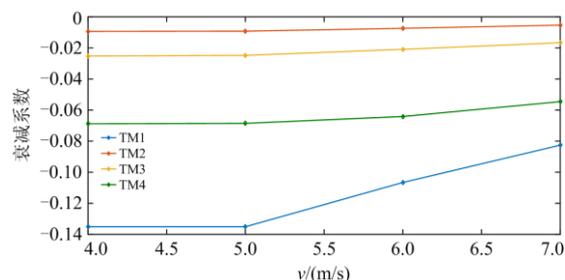
图 10 不同运行风速下($v=4 \sim 7$ m/s)SG 各扭振模式的衰减系数

Fig. 10 Damping coefficient of each torsional mode of SG under different operating conditions ($v=4 \sim 7$ m/s)

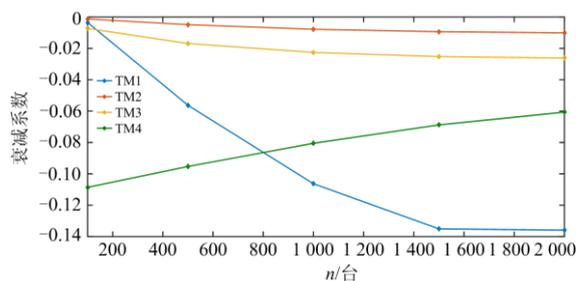
图 11 不同并网台数下($n=100 \sim 2\,000$ 台)SG 各扭振模式的衰减系数

Fig. 11 Damping coefficient of each torsional mode of SG with different number of grid-connected units ($n=100 \sim 2\,000$)

由图 10 可知: 随着风速由 4 m/s 增加至 7 m/s, SG 各轴系扭振模式的衰减系数增加, 模式阻尼特性减弱, 其中 TM1 的衰减系数变化约为 1.6 倍, TM2 的衰减系数变化约为 1.8 倍, TM3 的衰减系数变化约为 1.5 倍, TM4 的衰减系数变化约为 1.3 倍。由图 11 可知: 随着 DFIG 机群并网台数由 100 台增加至 2 000 台, SG 轴系 TM1—TM3 的衰减系数减小, 模式阻尼特性增强, 其中 TM1 的衰减系数变化约为 39.4 倍, TM2 的衰减系数变化约为 7.9 倍, TM3 的衰减系数变化约为 3.6 倍; TM4 的衰减系数增加, 模式阻尼特性减弱, 衰减系数变化约为 1.8 倍。

从上述分析结果可以看出, DFIG 机群的转子侧变流器电流内环比例系数、运行风速及并网台数会影响 SG 阻尼特性, 而电流内环积分系数的变化对 SG 阻尼特性影响不大。

4 时域仿真验证

为验证理论分析正确性, 在 EMTDC/PSCAD

中搭建了 DFIG 机群、SG、HVDC 并网仿真模型。其中，SG 采用 IEEE SSR 第一标准模型，SG 的仿真参数见附录 B 表 B1。HVDC 采用国际大电网会议高压直流输电标准模型，HVDC 及 DFIG 的仿真参数如附录 B 表 B2 和表 B3 所示。

4.1 电流内环控制参数不同

DFIG 机群风速为 4 m/s，并网台数为 1 500 台，HVDC 输送 800 MW 功率，SG 输出功率 600 MW， $t=6$ s 时系统发生三相短路故障，持续时间为 75 ms，不同 DFIG 机群转子侧变流器电流内环比例系数下 SG 的转子转速响应曲线如图 12(a)所示。采用时频分析法分析转速数据，时频分析结果如图 12(b)和图 12(c)所示。

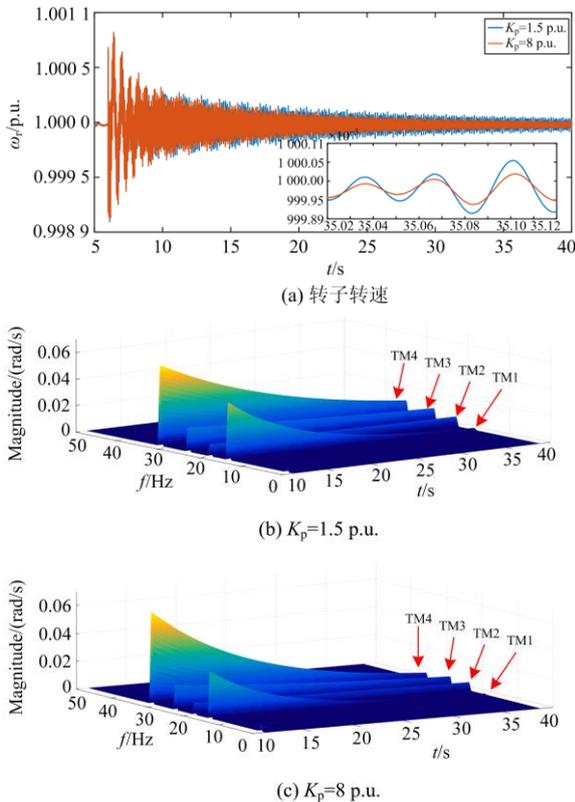


图 12 SG 转子转速响应曲线及时频分析结果
Fig. 12 Rotor speed response of SG and the time-frequency analysis result

由图 12(b)和图 12(c)所示的时频分析图可知：
1) DFIG 机群控制参数给定时，TM1 的衰减趋势相较其他模式变化最为明显，模式阻尼强；
2) 随着 DFIG 机群转子侧变流器电流内环比例系数的增加，各扭振模式阻尼都增强，时频分析结果与 3.2.1 节分析结果一致。

4.2 运行风速不同

当 DFIG 机群控制参数不变，并网台数为 1 500

台，HVDC 与 SG 输出功率保持不变， $t=6$ s 时系统发生三相短路故障，持续时间为 75 ms，不同机群运行风速下 SG 转子转速响应曲线及时频分析结果如图 13 所示。

对比图 13(b)、图 13(c)可知，DFIG 机群风速由 4 m/s 增加至 7 m/s 时，TM1 变化趋势较其他三个模式明显，TM1 阻尼变弱，不利于系统稳定，与图 10 的测辨结果变化趋势一致。

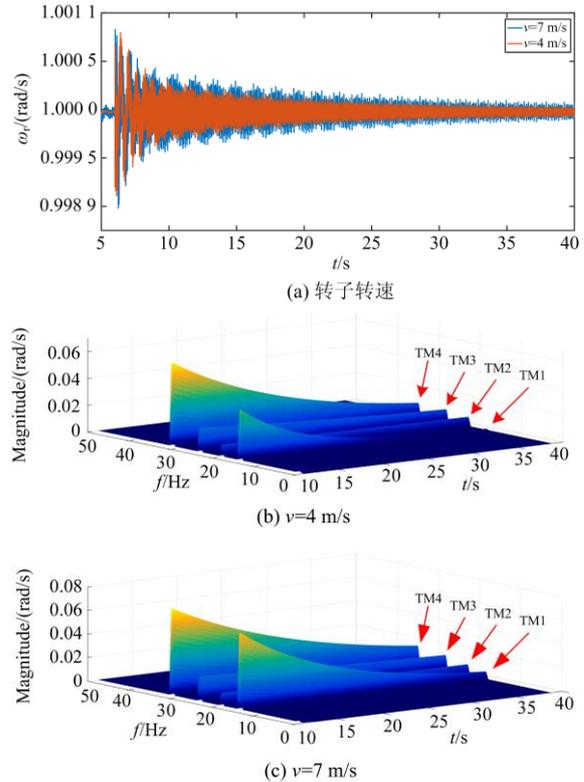
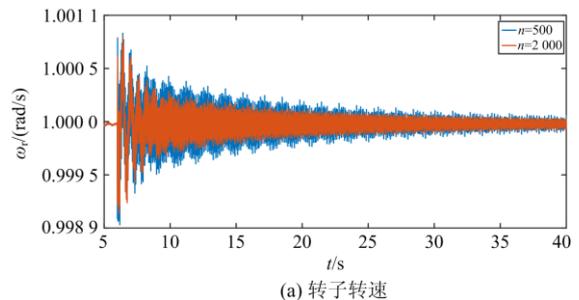


图 13 SG 转子转速响应曲线及时频分析结果
Fig. 13 Rotor speed response of SG and the time-frequency analysis result

4.3 并网台数不同

当 DFIG 机群风速为 4 m/s，电流内环控制参数不变，HVDC 与 SG 输出功率保持不变， $t=6$ s 时系统发生三相短路故障，持续时间为 75 ms，不同并网台数下 SG 转子转速响应曲线及时频分析结果如图 14 所示。



(a) 转子转速

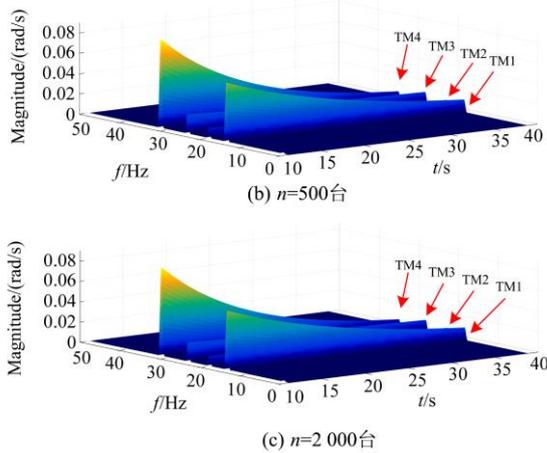


图 14 SG 转子转速响应曲线及时频分析结果

Fig. 14 Rotor speed response of SG and the time-frequency analysis result

由图 14(b)、图 14(c)可知, DFIG 机群并网台数由 500 台增加至 2 000 台。在并网台数为 500 台时, TM4 衰减速度最快; 并网台数为 2 000 台时, TM1 衰减速度最快, 与图 11 的测辨结果变化趋势一致。

5 结论

本文针对含有 DFIG 机群、SG、HVDC 的复杂系统, 提出基于附加励磁信号注入法的多设备电力系统轴系扭振分析方法, 揭示了 DFIG 机群接入对 SG 各轴系扭振模式的影响规律, 主要结论如下:

1) 在风电、火电经直流外送这一典型系统中, 多样设备间通过并网点电压扰动交互耦合, SG 转子转速扰动, 经风电机组、HVDC 多尺度控制及电网耦合传递后, 形成 SG 电磁转矩扰动, 体现了电力电子设备动态过程对电磁设备机电暂态过程的影响; 交互耦合的强弱, 取决于系统运行条件、电力电子设备类型、控制参数、风电机组运行风速及并网规模等因素。

2) 对于 DFIG 机群、SG 经 HVDC 并网系统, 在给定直流输电输送容量情况下, 随着 DFIG 转子侧变流器电流内环控制参数的增加, SG 各扭振模式的衰减系数呈减小趋势, 其阻尼特性呈增大趋势; 随着机群运行风速从 7 m/s 减小到 4 m/s, 各扭振模式的衰减系数逐渐减小, 其阻尼特性逐渐增大; 随着机组并网台数增加, TM1—TM3 的阻尼特性增大, TM4 阻尼减小。

后续研究中拟依托附加励磁信号注入法, 结合实际电网结构、新能源发电的发展态势, 探索系统振荡特性, 以期为实际系统运行规划提供参考和借鉴。

附录 A

表 A1 DFIG 变量含义

Table A1 Meaning of DFIG variable

参数	符号	参数	符号
风速	v	dq 坐标系定子电压	u_{sdq}
转子转速参考值	ω_{drref}	定子电压幅值参考值	U_{sref}
转子转速	ω_{dr}	定子电压幅值	U_s
定子侧无功功率参考值	Q_{sref}	直流电容电压参考值	U_{dcref}
定子侧无功功率	Q_s	直流电容电压	U_{dc}
dq 坐标系转子侧变流器 电流参考值	i_{dqref}	dq 坐标系网侧变流器 电流参考值	i_{gdqref}
dq 坐标系转子侧变流器 电流实际值	i_{rdq}	dq 坐标系网侧变流器 电流实际值	i_{gdq}
abc 坐标系转子侧变流器 电流实际值	i_{rabc}	abc 坐标系网侧变流器 电流实际值	i_{gabc}
dq 坐标系定子输出电流	i_{sdq}	abc 坐标系网侧变流器 调制电压	u_{gabc}
abc 坐标系定子输出电流	i_{sabc}	锁相环输出相位	θ_{PLL}
abc 坐标系转子侧变流器 调制电压	u_{rabc}	转子相位	θ_r
abc 坐标系定子电压	u_{sabc}	控制系统状态变量	$x_1 \sim x_8$

表 A2 SG 变量含义

Table A2 Meaning of variable of SG

参数	符号
转子转速	ω_r
dq 坐标系定子电压	u_{dq}
dq 坐标系定子电流	i_{dq}
dq 坐标系定子磁链	ψ_{dq}
dq 坐标系电网电压	u_{gdq}
励磁绕组电流	i_f
阻尼绕组电流 d 轴分量	i_d
阻尼绕组电流 g 轴分量	i_g
阻尼绕组电流 q 轴分量	i_q
励磁电压	E_{fd}
汽轮机原动力矩	$T_{m1} \sim T_{m3}$
质量块转速	$\omega_1 \sim \omega_6$
质量块转子相位	$\delta_1 \sim \delta_6$

表 A3 HVDC 变量含义

Table A3 Meaning of variable of HVDC

参数	符号
交流系统电压	V_r
交流系统电流	I_r
直流线路电流	I_{dc}
直流线路电容电压	V_{dc}
交流母线电压	V_{PCC}
滤波电容电压	V_{cr}
滤波电容电流	I_{Lr}
锁相环控制器状态变量	$x_9 \sim x_{10}$
电流环控制器状态变量	$x_{11} \sim x_{12}$

$$\begin{cases}
 G_1(s) = - \left\{ \begin{bmatrix} i_{q0} & -i_{d0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\psi_{q0} & \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -\psi_{q0} \\ \psi_{d0} \end{bmatrix} \\
 G_2(s) = - \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -\psi_{q0} \\ \psi_{d0} \end{bmatrix} \\
 G_3(s) = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{bmatrix} \\
 G_4(s) = \left\{ \begin{bmatrix} i_{q0} & -i_{d0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\psi_{q0} & \psi_{d0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1} \\
 G_5(s) = \begin{bmatrix} L_1(s) & 0 \\ 0 & L_2(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} s/\omega_{base} & -\omega_0 \\ \omega_0 & s/\omega_{base} \end{bmatrix}^{-1}
 \end{cases} \tag{A1}$$

附录 B

表 B1 SG 主要参数

Table B1 Main parameters of SG

参数	数值	参数	数值
同步机基准容量 S_{SG}/MVA	892.4	高压缸 HP 惯性常数 T_{J1}/s	0.185 794
励磁电阻 $R_f/p.u.$	0.001 4	中压缸 IP 惯性常数 T_{J2}/s	0.311 178
励磁漏抗 $x_{\sigma f}/p.u.$	0.062	低压缸 LPA 惯性常数 T_{J3}/s	1.717 34
d 轴阻尼电阻 $R_d/p.u.$	0.004 1	低压缸 LPB 惯性常数 T_{J4}/s	1.768 43
d 轴阻尼漏抗 $x_{\sigma d}/p.u.$	0.005 5	发电机 GEN 惯性常数 T_{J5}/s	1.736 99
q 轴阻尼电阻 $R_q/p.u.$	0.014	励磁机 EXC 惯性常数 T_{J6}/s	0.068 433
q 轴阻尼漏抗 $x_{\sigma q}/p.u.$	0.326	HP 与 IP 间刚度系数 k_{12}	19.303
g 轴阻尼电阻 $R_g/p.u.$	0.008 2	IP 与 LPA 间刚度系数 k_{23}	34.929
g 轴阻尼漏抗 $x_{\sigma g}/p.u.$	0.095	LPA 与 LPB 间刚度系数 k_{34}	52.038
纵轴同步反应电抗 $x_{ad}/p.u.$	1.66	LPB 与 GEN 间刚度系数 k_{45}	70.858
交轴同步反应电抗 $x_{aq}/p.u.$	1.58	GEN 与 EXC 间刚度系数 k_{56}	2.822

表 B2 DFIG 主要参数

Table B2 Main parameters of DFIG

参数	数值
额定功率 P_{DFIG}/MW	1.5
电机定子电阻 $r_s/p.u.$	0.016 4
电机定子漏抗 $x_s/p.u.$	0.255
电机转子电阻 $r_r/p.u.$	0.018 3
电机转子漏抗 $x_r/p.u.$	0.222
电机励磁电抗 $x_m/p.u.$	13.68
直流电容电压 U_{dc}/kV	1.5
直流电容 C_{dc}/mF	0.09
机侧变流器滤波电感 L_m/mH	0.005
网侧变流器滤波电感 L_l/mH	0.005

表 B3 HVDC 控制器参数

Table B3 Parameters of HVDC controller

参数	数值
定电流控制器比例系数 K_{Pr}	1.098 9
定电流控制器积分系数 K_{Ir}	1/0.010 92
定关断角控制器比例系数 K_{Pi}	0.750 6
定关断角控制器积分系数 K_{Ii}	1/0.054 4
测量环节比例系数 K_{mr}	0.5
测量环节积分系数 T_{mr}	0.001 2
锁相环比例系数 K_{pPLL}	10
锁相环积分系数 K_{iPLL}	50

参考文献

[1] 国家能源局. 2020 年上半年风电并网运行情况[EB/OL]. [2020-07-31]. http://www.nea.gov.cn/2020-07/31/c_139254_298.htm.

[2] 国家发展和改革委员会能源研究所, 能源基金会等. 中国 2050 高比例可再生能源发展情景暨路径研究[R]. 北京: 国家发展和改革委员会能源研究所, 2015.

[3] SHAIR J, XIE X, WANG L, et al. Overview of emerging subsynchronous oscillations in practical wind power systems[J]. Renewable & Sustain Energy Reviews, 2019, 99: 159-168.

[4] 卓毅鑫, 李凌, 赵成斌, 等. 一种基于振荡发散速率的次同步振荡风电场精准切机策略[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(5): 164-172.

ZHUO Yixin, LI Ling, ZHAO Chengbin, et al. A precision wind farm tripping strategy under sub-synchronous oscillation situation based on oscillation divergence rate[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(5): 164-172.

[5] 施泉生, 丁建勇, 晏伟. 能源互联网中基于电转气消纳风电的综合效益测算研究[J]. 智慧电力, 2019, 47(9): 45-51.

- SHI Quansheng, DING Jianyong, YAN Wei. Benefit analysis of accommodating wind power in energy internet based on power-to-gas technology[J]. Smart Power, 2019, 47(9): 45-51.
- [6] 胡国伟, 高正平, 谈健, 等. 能源互联网背景下用户用能价值挖掘及成效分析[J]. 全球能源互联网, 2019, 2(6): 566-571.
- HU Guowei, GAO Zhengping, TAN Jian, et al. Mining and effectiveness analysis of user value in energy internet[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2019, 2(6): 566-571.
- [7] 谢小荣, 王路平, 贺静波, 等. 电力系统次同步谐振/振荡的形态分析[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1043-1049.
- XIE Xiaorong, WANG Luping, HE Jingbo, et al. Analysis of subsynchronous resonance/oscillation types in power systems[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1043-1049.
- [8] BAHRMAN M, LARSEN E V, PIWKO R J, et al. Experience with HVDC-turbine-generator torsional interaction at square butte[J]. IEEE Transactions Power Apparatus and Systems, 1980, 99(3): 966-975.
- [9] PIWKO R J, LARSEN E V. HVDC system control for damping of subsynchronous oscillations[J]. IEEE Power Engineering Review, 1982, 2(7): 5-8.
- [10] 周长春, 徐政. 由直流输电引起的次同步振荡的阻尼特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(10): 6-10.
- ZHOU Changchun, XU Zheng. Damping analysis of subsynchronous oscillation caused by HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(10): 6-10.
- [11] YU Hongyang, ZHAO Guoliang, HU Yunting, et al. Damping characteristics of sub-synchronous torsional interaction of DFIG-based wind farm connected to HVDC system[J]. The Journal of Engineering, 2017, 13: 1934-1939.
- [12] YANG Lin, XIAO Xiangning, PANG Chengzong. Oscillation analysis of a DFIG-based wind farm interfaced with LCC-HVDC[J]. Science China Technological Sciences, 2014, 57(12): 2453-2465.
- [13] 高本锋, 刘毅, 李蕴红, 等. 直驱风电场与 LCC-HVDC 次同步交互作用的扰动传递路径及阻尼特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(5): 1713-1729.
- GAO Benfeng, LIU Yi, LI Yunhong, et al. Analysis on disturbance transfer path and damping characteristics of sub-synchronous interaction between D-PMSG-based wind farm and LCC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(5): 1713-1729.
- [14] 赵书强, 张学伟, 高本锋, 等. 风火打捆经直流送出的次同步振荡分析与抑制措施[J]. 电工电能新技术, 2018, 36(3): 41-50.
- ZHAO Shuqiang, ZHANG Xuwei, GAO Benfeng, et al. Analysis and countermeasure of sub-synchronous oscillation in wind-thermal bundling system sent out via HVDC transmission[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2018, 36(3): 41-50.
- [15] GAO Benfeng, HU Yunting, SONG Ruihua, et al. Impact of DFIG-based wind farm integration on sub-synchronous torsional interaction between HVDC and thermal generators[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2018, 12(17): 3913-3923.
- [16] 杨尉薇, 朱玲, 李威, 等. 风火打捆直流送出系统次同步振荡及传播特性研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(20): 58-64.
- YANG Weiwei, ZHU Ling, LI Wei, et al. Study on subsynchronous oscillation and propagation characteristics of wind-fire bundled sending system[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(20): 58-64.
- [17] 毕悦, 刘天琦, 赵磊, 等. 风火打捆外送系统次同步振荡的改进自抗扰直流附加阻尼控制[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(11): 174-180.
- BI Yue, LIU Tianqi, ZHAO Lei, et al. DC additional damping control of subsynchronous oscillation based on improved active disturbance rejection control for wind-thermal-bundled power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 174-180.
- [18] 邓文博, 王海云, 常喜强, 等. 大规模直驱风电场次同步振荡的影响因素分析[J]. 高压电器, 2019, 55(6): 218-224.
- DENG Wangbo, WANG Haiyun, CHANG Xiqiang, et al. Analysis of influencing factors of subsynchronous oscillation in large-scale direct-driven wind farm[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(6): 218-224.
- [19] IEEE Subsynchronous Resonance Task Force. First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1977, 96(5): 1565-1572.
- [20] SZECHTMAN M, WESS T, THIO C V. A benchmark model for HVDC system studies[C] // International Conference on AC and DC Power Transmission, September 17-20, 1991, London, UK: 374-378.
- [21] SA Ā B, HAFEDH A, AHMED E H, et al. Comparative study of three types of controllers for DFIG in wind energy conversion system[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2018, 3(3): 214-225. DOI: 10.1186/s41601-018-0096-y.
- [22] 董晓亮, 谢小荣, 李江, 等. 大型风电场中不同位置的风机对次同步谐振特性影响程度的比较分析[J]. 中国

- 电机工程学报, 2015, 35(20): 5173-5180.
- DONG Xiaoliang, XIE Xiaorong, LI Jiang, et al. Comparative study of the impact on subsynchronous resonance characteristics from the different location of wind generators in a large wind farm[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(20): 5173-5180.
- [23] 古庭赟, 杨骐嘉, 林呈辉, 等. 基于单机等值与选择模态分析的风电场等值建模方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(1): 102-111.
- GU Tingyun, YANG Qijia, LIN Chenghui, et al. A wind farm equivalent modeling method based on single-machine equivalent modeling and selection modal analysis[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(1): 102-111.
- [24] MOHARANA A, VARMA R K. Sub-synchronous resonance in single-cage self-excited-induction generator-based wind farm connected to series-compensated lines[J]. IET Generation Transmission and Distribution, 2011, 5(12): 1221-1232.
- [25] 严金昊, 谢佳锬, 姚李孝, 等. 双馈风力发电机组经串补电网的次同步振荡分析[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(5): 123-127, 133.
- YAN Jinhao, XIE Jiakun, YAO Lixiao, et al. Sub-synchronous oscillation analysis of double-fed wind turbines via series complementary grid connection[J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(5): 123-127, 133.
- [26] 杨博闻, 占颖, 谢小荣, 等. 双馈风电场接入串补输电系统引发次同步谐振的研究模型[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(8): 120-126.
- YANG Bowen, ZHAN Ying, XIE Xiaorong, et al. A study model for subsynchronous resonance in DFIG based wind farms connected to a series-compensated power system[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(8): 120-126.
- [27] ZHU C, HU M, WU Z. Parameters impact on the performance of a double-fed induction generator-based wind turbine for sub-synchronous resonance control[J]. IET Renewable Power Generation, 2012, 6(2): 92-98.
- [28] FAN Lingling, ZHU Chanxia, MIAO Zhixin. Modal analysis of a DFIG-based wind farm interfaced with a series compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011, 26(4): 1010-1020.
- [29] QI Yuan, LI Jiaxian, LIU Hao, et al. Subsynchronous oscillation monitoring and alarm method based on phasor measurements[J]. Global Energy Interconnection, 2020, 3(5): 464-474.
- [30] 邢华栋, 张叔禹, 尹柏清, 等. 风电并网系统次同步振荡稳定性分析与控制方法研究综述[J]. 电测与仪表, 2020, 57(24): 13-21.
- XING Huadong, ZHANG Shuyu, YIN Boqing, et al. Review of sub-synchronous oscillation stability analysis and control method for grid-connected wind power system[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2020, 57(24): 13-21.
- [31] CESPEDES M, SUN Jian. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(3): 1254-1261.
- [32] XIE Xiaorong, DONG Yipeng, LIU Hui, et al. Identifying torsional modal parameters of large turbine generators based on the supplementary-excitation-signal-injection test[J]. Electrical Power and Energy Systems, 2014, 56: 1-8.

收稿日期: 2020-11-18; 修回日期: 2021-06-21

作者简介:

王俊茜(1997—), 女, 硕士研究生, 研究方向为新能源联网运行控制与稳定性分析; E-mail: wjx9240@126.com

贾祺(1991—), 男, 通信作者, 博士, 研究方向为新能源联网运行控制与稳定性分析。E-mail: 15948692960@163.com

(编辑 周金梅)