

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.181455

# 风火打捆直流送出系统次同步振荡及传播特性研究

杨尉薇<sup>1</sup>, 朱玲<sup>2</sup>, 李威<sup>2</sup>, 郑惠萍<sup>1</sup>, 刘福锁<sup>2</sup>, 刘新元<sup>1</sup>

(1. 国网山西电力科学研究院, 山西 太原 030001; 2. 南瑞集团(国网电力科学研究院)有限公司, 江苏 南京 211106)

**摘要:** 风火打捆直流送出系统由于电力电子设备与交流电网的交互影响, 可能引发系统次同步电气振荡, 甚至火电机组轴系扭振。为深入研究这一现象, 首先分析了风火打捆直流送出系统次同步振荡的原理。然后基于某实际区域电网参数, 在 PSCAD 软件中建立了含火电、风电、直流的 500 kV、220 kV 电网模型, 激发出特定条件下因风电场次同步电流谐波引发的火电机组轴系扭振现象。分析了风电场次同步谐波引发火电机组扭振的必要条件, 同时仿真分析了线路谐波阻抗、电流振荡频率和方式检修等对次同步谐波传播路径的影响。

**关键词:** 次同步振荡; 轴系扭振; 传播路径; 风火打捆; 谐波阻抗

## Study on subsynchronous oscillation and propagation characteristics of wind-fire bundled sending system

YANG Weiwei<sup>1</sup>, ZHU Ling<sup>2</sup>, LI Wei<sup>2</sup>, ZHENG Huiping<sup>1</sup>, LIU Fusuo<sup>2</sup>, LIU Xinyuan<sup>1</sup>

(1. State Grid Shanxi Electric Power Research Institute, Taiyuan 030001, China; 2. Nari Group Corporation/State Grid Electric Power Research Institute, Nanjing 211106, China)

**Abstract:** Due to the interaction between power electronic equipment and AC network, the wind-thermal-bundled sending system may cause subsynchronous electrical oscillation, even lead to torsional vibration of the shaft of thermal power units. In order to study this phenomenon in depth, the principle of subsynchronous oscillation of wind-thermal-bundled sending system is firstly analyzed. Then, based on the parameters of a practical regional power grid, 500 kV and 220 kV power grid model including thermal power, wind power and HVDC power transmission is built in PSCAD. The shaft torsional vibration of thermal power unit is excited under specific conditions, which may be caused by subsynchronous harmonic current in wind farm. Finally, the necessary condition of shaft torsional vibration of thermal power unit is analyzed, and the influence of line harmonic impedance, oscillation frequency, line overhaul mode on harmonic current propagation path is simulated and analyzed.

This work is supported by Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. SGJS0000DKJS 1800254) "Research on Key Technologies for Closed Loop Verification of Power Grid Stability Control Function" and Fund of State Grid Shanxi Electric Power Company "Simulation Analysis and Control Measures of Sub-Synchronous Oscillation in Shanxi Power Grid".

**Key words:** subsynchronous oscillation; torsional vibration of shaft system; propagation path; wind-fire bundled; harmonic impedance

## 0 引言

次同步振荡指电力系统中两个及以上的部分之

**基金项目:** 国家电网公司科技项目资助 (SGJS0000DKJS 1800254), "分区电网安全稳定控制系统功能及可靠性闭环验证关键技术研究"; 国网山西省电力公司项目资助 "山西电网次同步振荡的仿真分析及控制措施"

间以低于系统同步频率进行显著能量交换的过程, 其属于电力系统稳定问题。随着系统不断发展, 次同步振荡也出现了多种形态和特征。目前在传统火电机组次同步振荡的产生机理、分析方法及抑制措施等方面已经取得了比较系统的研究成果<sup>[1-3]</sup>。近年来, 随着我国可再生能源发电的快速发展, 电力系统电力电子化特征明显<sup>[4]</sup>, 大规模风电场集中并网系统中也出现了次同步振荡。2015年, 我国新疆某

风电基地(短路比 $<3$ )出现过一起持续的次、超同步振荡现象, 并引发火电机组轴系扭振保护切机<sup>[5-6]</sup>。不同于双馈风电场经串补输出发生次同步振荡的现象<sup>[7-11]</sup>, 新疆附近电网无串补装置, 且风电基地以直驱风电机组为主, 引起人们对风力发电系统与弱电网连接产生的稳定问题的广泛重视。文献[12]研究表明, 由于风电场接入的交流电网较弱, 直驱型风电场与交流电网之间的弱连接是事故的主要成因。文献[13]指出直驱风电机组在次同步振荡模式下具有负电阻效应, 与交流电网的电感构成谐振回路, 并因负电阻效应而导致危险的功率振荡现象。文献[14]基于同步参考坐标系建立了直驱风电机组输入导纳模型, 分析了前置滤波、电流内环、直流电压外环及锁相环等控制参数和接入系统强度对导纳特性影响, 提出了在次同步频率范围内直驱风电机组的负电导特性是次同步振荡的重要表现形式, 接入系统强度是直驱风电机组的次同步振荡主要影响因素。文献[15-16]采用谐波线性化方法建立典型直驱风电机组网侧逆变器的正、负序阻抗模型, 利用奈奎斯特判据分析直驱风电机组并入交流电网次同步振荡的产生机理, 并且提出一种锁相环控制参数优化设计方法。上述文献均是基于单机系统解释了风电场与弱电网交互作用引发次同步振荡的机理, 少有复现因风电基地次同步振荡谐波造成远距离火电机组轴系扭振的现象。文献[17]通过对现场发生的谐波传播路径分析, 得出 220 kV 电网处为最佳监控点, 然而对分析其他存在次同步振荡风险的电网谐波传播路径无较明显的借鉴意义。

本文以风火打捆直流送出系统为研究对象, 初步解释了风火打捆直流送出系统次同步振荡的原理, 建立了含火电、风电、直流的某实际区域电网 500 kV、220 kV 网架模型, 特定条件下激发出风电场次同步功率振荡, 同时该振荡沿线路传播引发火电机组轴系扭振的现象, 分析了引发火电机组扭振的严格条件, 并从线路谐波阻抗、电流振荡频率和检修方式等角度仿真分析了其对谐波传播路径的影响。

## 1 风火打捆直流送出系统次同步振荡机理

风火打捆直流送出系统次同步振荡可能存在两种形式: (1) 直流与火电机组交互作用引发的火电机组轴系扭振; (2) 由风电场引发的系统次同步功率振荡激发火电机组轴系扭振。前者目前已有相关的文章进行机理解释<sup>[18]</sup>, 文章重点讨论后一种情况。

### 1.1 风电场与弱电网交互产生次同步振荡机理

将风电场与弱电网系统分解成一个风电场子系统和一个电网子系统, 风电场子系统等效为理想电压源  $u_w$  和输出阻抗  $Z_w$  串联, 电网子系统等效为理想电压源  $u_g$  和电网阻抗  $Z_g$  串联, 风电场并网系统小信号阻抗模型如图 1 所示。

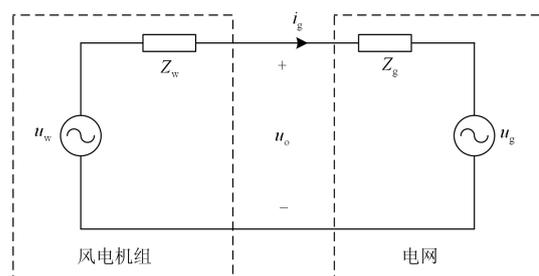


图 1 风电并网系统小信号阻抗模型

Fig. 1 Small signal impedance model for wind power grid-connected system

此时, 风电机组并网系统的并网电流  $i_g$  的表达式为<sup>[19]</sup>

$$i_g(s) = \left[ \frac{u_w(s) - u_g(s)}{Z_w(s)} \right] \times \frac{1}{1 + Z_g(s)/Z_w(s)} \quad (1)$$

假设风电子系统在连接到一个理想电网时是稳定的, 并网电流  $i_g$  的稳定性取决于式(1)右边的第二项, 此系统稳定的充分必要条件是: 当且仅当  $Z_g(s)/Z_w(s)$  满足奈奎斯特判据<sup>[19-20]</sup>。也就是风电机组输出阻抗与电网输出阻抗的幅频曲线相交频率下, 他们的相位差与  $-180^\circ$  之间有一个足够大的相位裕度, 才能保证系统稳定。

### 1.2 次同步振荡谐波激发火电机组轴系扭振机理

大型汽轮发电机组的转子包含一根很细长的轴, 汽轮机蒸汽的驱动转矩作为原动转矩通过汽轮机叶轮和叶片分别作用在汽轮机不同轴段, 轴上转矩的传递实际上是通过不同转轴段之间发生相对角位移实现的, 即扭矩。因此, 在研究机电耦合作用引起的轴系扭振问题时, 不能将转子整体处理为一个集中刚性质量块, 而需要考虑轴系弹性的影响, 建立相应的轴系数学模型。

以两质块的发电机轴系为例, 假设其包含高压缸 HP、低压缸 LP、发电机等 3 个轴段, 将这些轴段分别视为一个等值的刚性集中质量块, 各质量块之间通过无质量的弹簧连接, 以模拟轴段之间的转矩传递关系, 由此得到如图 2 所示的分段集中质量弹簧模型。

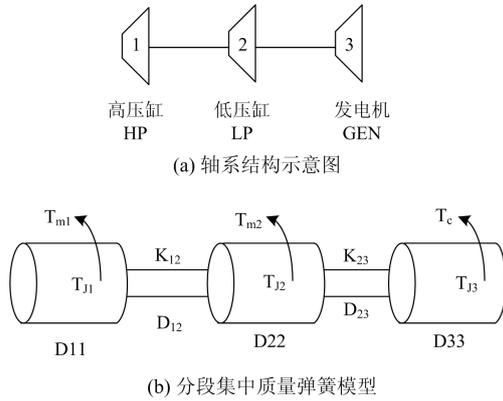


图2 汽轮发电机轴系结构及分段集中质量弹簧模型  
Fig. 2 Turbine generator shafting structure and segmental concentrated mass spring model

根据图2, 可列出轴系方程为

$$\begin{cases} T_{J1} \frac{d\Delta\omega_1}{dt} = \Delta T_{m1} - D_{11}\Delta\omega_1 - D_{12}(\Delta\omega_1 - \Delta\omega_2) - k_{12}(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2) \\ T_{J2} \frac{d\Delta\omega_2}{dt} = \Delta T_{m2} - D_{22}\Delta\omega_2 - D_{12}(\Delta\omega_2 - \Delta\omega_1) - D_{23}(\Delta\omega_2 - \Delta\omega_3) - \\ \quad k_{12}(\Delta\delta_2 - \Delta\delta_1) - k_{23}(\Delta\delta_2 - \Delta\delta_3) \\ T_{J3} \frac{d\Delta\omega_3}{dt} = -\Delta T_c - D_{33}\Delta\omega_3 - D_{23}(\Delta\omega_2 - \Delta\omega_3) - k_{23}(\Delta\delta_2 - \Delta\delta_3) \\ \frac{d\Delta\delta_1}{dt} = \Delta\omega_1 \\ \frac{d\Delta\delta_2}{dt} = \Delta\omega_2 \\ \frac{d\Delta\delta_3}{dt} = \Delta\omega_3 \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $\delta_i$  为各质量块的电气角位移, 单位为 rad;  $\omega_i$  为各质量块的电气角速度, 单位为 rad/s;  $T_{m1}$ 、 $T_{m2}$  为作用在汽轮机高压缸、低压缸质量块上的原动转矩;  $T_c$  为作用在发电机上的电磁转矩, 单位为 p.u.;  $T_{Ji}$  为各质量块的惯性时间常数, 单位为 s;  $k_{i,i+1}$  为第  $i$  和  $i+1$  个集中质量块之间刚度系数的标么值, 单位为 1/rad;  $D_{ii}$  代表第  $i$  个集中质量块的自阻尼系数;  $D_{i,i+1}$  代表第  $i$  和  $i+1$  个集中质量块之间的互阻尼系数。  $i=1,2,3$ 。

令  $\Delta\mathbf{x} = (\Delta\omega_1, \Delta\omega_2, \Delta\omega_3, \Delta\delta_1, \Delta\delta_2, \Delta\delta_3)^T$ ,  $\Delta\mathbf{u} = (\Delta T_{m1}, \Delta T_{m2}, -\Delta T_c, 0, 0, 0)^T$ , 则上式可写为  $\Delta\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\Delta\mathbf{x} + \Delta\mathbf{u}$  格式, 求解  $\mathbf{A}$  矩阵的特征根, 可得出该轴系的自然扭振模态和扭振频率。

设电网的电流或电压振荡频率为  $f_e$ , 电网的同步频率为  $f_n$ , 则作用在机组轴系的转矩振荡分量为  $f_n - f_e$ , 当频率  $f_n - f_e$  与机组轴系某固有频率  $f_m$  相等,

则电气系统将出现负阻尼振荡, 轴系扭振自然频率  $f_m$  所对应的主振型的振幅将逐渐放大, 导致转子机械疲劳积累或损伤, 严重时将造成机组大轴损坏的事故。

## 2 含火电、风电、直流的某实际区域电网 Pscad 建模

基于某局部电网实际参数搭建 Pscad 电磁暂态模型, 该局部电网包含 550 kV 节点 15 个, 线路 31 条; 220 kV 节点 30 个, 线路 54 条; 特高压直流 1 条, 采用经典 Cigre 模型; 火电机组 5 台, 含励磁、调速, 其中火电 1 和火电 2 含有轴系模型; 风电场 3 座共 355 台双馈型风力发电机, 其中每个风电场采用单机模型经箱式变压器(0.69 kV/35 kV)后出口电流倍乘方式, 再经过升压变(35 kV/230 kV)接至电网。具体的建模步骤如图 3。

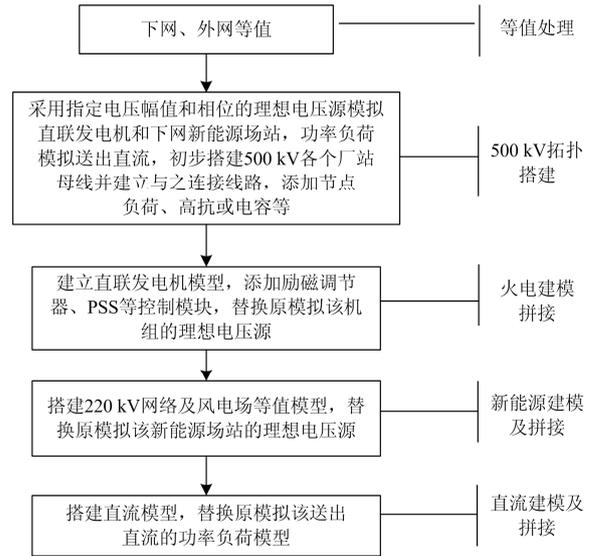


图3 某实际区域电网 PSCAD 建模步骤  
Fig. 3 Modeling steps of real regional power grid in PSCAD

建立完成后的局部电网模型如图 4 所示。稳态运行点与对应的机电数据潮流结果对比, 线路功率、母线电压相对误差均不大于 5%, 见附录中表 4。关键节点的稳态短路电流误差不超过 15%, 且 Pscad 模型短路电流普遍比机电数据小, 网架相对更弱些, 比对结果附录中表 5。

火电 1 和火电 2 的轴系采用三质块模型, 具体参数见附录中表 6, 采用信号注入法在电磁转矩中注入 1~60 Hz 范围内的扰动信号, 仿真测试得出模型自然扭振频率如图 5 所示, 约 13 Hz 左右, 与理论计算基本一致。

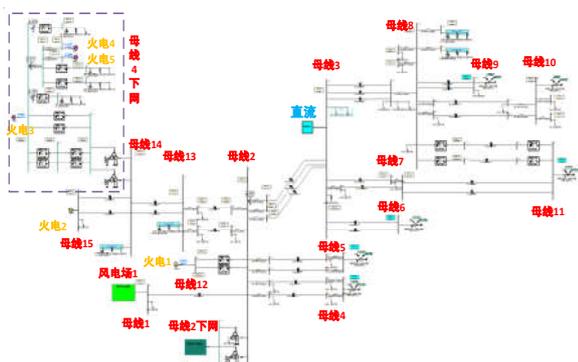


图 4 含风电、火电、直流的局部电网电磁暂态模型  
Fig. 4 Electromagnetic transient model of local power grid including wind power, thermal power and HVDC

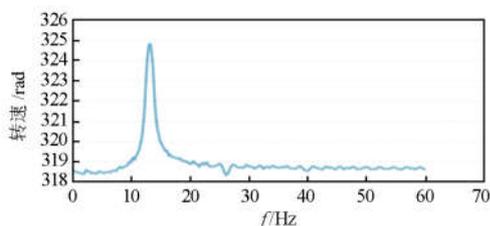


图 5 火电机组轴系转速随扰动频率变化曲线  
Fig. 5 Curve of the shafting speed of the thermal power unit with the disturbance frequency

### 3 次同步振荡传播路径仿真研究

#### 3.1 激发特定条件下的火电机组次同步振荡现象

基于上述局部电网模型, 令火电机组 2 包含轴系模型(参数见附录中表 6), 火电 1 不含轴系模型。增大风电场 1 的线路电抗, 使其新能源短路比 SCR(短路电流/装机容量)减小至 2.6, 同时调整双馈风机转子侧控制参数, 激发出风电场 36.4 Hz 的次同步电流振荡谐波(功率振荡 13.6 Hz), 波形和振荡频率如图 6 和图 7 所示。该电流振荡频率与火电 2 轴系固有扭振频率恰好互补, 激发火电机组 2 轴系扭振, 波形如图 8 所示, 而火电机组 1 因模型不含轴系模型没有参与振荡。

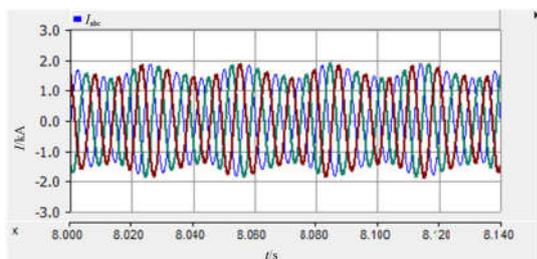


图 6 激发出的风电场次同步振荡电流波形  
Fig. 6 Subsynchronous oscillation current waveform of wind farm

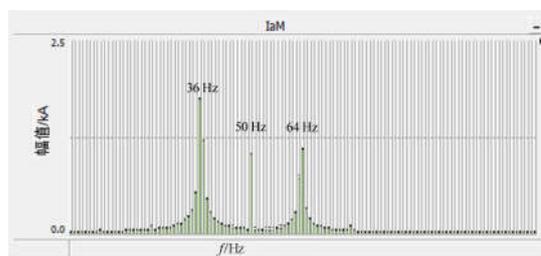


图 7 风电场振荡电流 FFT 分析

Fig. 7 FFT analysis of oscillating current in wind farms

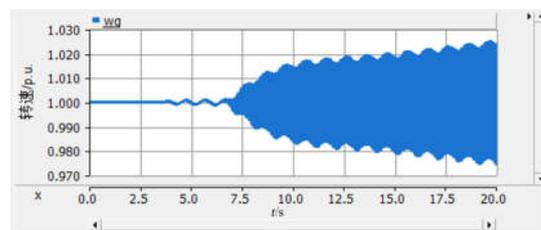


图 8 火电机组 2 的转速曲线

Fig. 8 Speed curve of thermal power unit 2

#### 3.2 次同步振荡传播路径分析

依次断开母线 2 各侧线路, 同时接入理想电压源, 采用小扰动谐波电流注入法测量各侧线路的动态谐波阻抗, 测量结果如图 9 所示, 母线 2 直流侧次同步谐波阻抗明显小于其他普通线路侧, 谐波经母线 2 时应向直流方向传播。

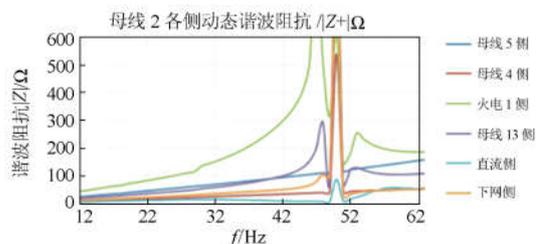


图 9 母线 2 各侧线路动态谐波阻抗

Fig. 9 Dynamic harmonic impedance of bus 2

分别设置如下 3 种模型配置场景, 场景 1: 火电 1 和火电 2 均不含轴系模型; 场景 2: 火电 1 含轴系模型, 火电 2 不含轴系模型; 场景 3: 火电 1 不含轴系模型, 火电 2 含轴系模型。激发风电场 36.4 Hz 的次同步、63.6 Hz 的超同步电流振荡谐波, 三种场景下的功率振荡分布如表 1 所示。

由上述 3 种场景的振荡功率分布可知, 当电网中火电机组均不含轴系扭振模型时, 风电场的振荡功率往直流的方向传播; 当电网中存在轴系扭振频率匹配的火电机组时, 风电场的振荡功率除原来的直流传播方向外, 通往匹配机组的线路上振荡功率均明显增加。因此轴系扭振频率匹配的火电机组具有吸引对应谐波的能力, 可改变系统谐波传播路径。

表 1 3 种场景下线路功率振荡分布(14 Hz 振荡分量)  
Table 1 Line power oscillation distribution under three scenarios (14 Hz of oscillation frequency)

线路名称	场景 1 振荡 功率/MW	场景 2 振荡 功率/MW	场景 3 振荡 功率/MW
母线 1-母线 2	56.42	56.95	55.54
母线 2 下网	8.42	14.12	7.79
母线 2-母线 4	8.9	17.76	9
母线 2-母线 5	9.69	15.9	9.81
母线 2-母线 3	11	21.7	18.2
母线 2-母线 12	<b>4.75</b>	<b>42.25</b>	<b>3.05</b>
母线 3-直流	34.86	37.35	32.6
母线 3-母线 6	5.47	15.1	9.88
母线 3-母线 8	12	16.22	11.03
母线 8-母线 9	5.65	7.66	5.16
母线 8-母线 11	1.8	2.5	1.62
母线 2-母线 13	<b>4.3</b>	<b>7.48</b>	<b>23.7</b>
母线 13-母线 14	<b>4.4</b>	<b>7.54</b>	<b>25.12</b>
母线 14-母线 15	<b>1.87</b>	<b>4.95</b>	<b>32.3</b>

改变风电机组控制参数,使激发出的风电场次、超同步电流频率改变至 37.1 Hz 和 62.9 Hz,基于场景 3 对比风电场谐波振荡电流频率改变前后系统振荡功率分布情况如表 2 所示。

表 2 风电场次同步振荡电流频率改变对系统振荡功率分布的影响

Table 2 Influence of frequency change of sub-synchronous oscillation current on system oscillation power distribution

线路名称	风电场振荡频率 36.4 Hz 和 63.6 Hz		风电场振荡频率 37.1 Hz 和 62.9 Hz	
	频率/Hz	幅值/MW	频率/Hz	幅值/MW
母线 1-母线 2	14	55.54	13	42.55
母线 2 下网	14	7.79	13	10.58
母线 2-母线 4	14	9	13	14.33
母线 2-母线 5	14	9.81	13	13.45
母线 2-母线 3	14	18.2	13	14.46
母线 2-母线 12	14	3.05	13	4.58
母线 3-直流	14	32.6	13	46.65
母线 3-母线 6	14	9.88	13	14.91
母线 3-母线 8	14	11.03	13	16.39
母线 8-母线 9	14	5.16	13	7.73
母线 8-母线 11	14	1.62	13	2.49
母线 2-母线 13	<b>14</b>	<b>23.7</b>	<b>13</b>	<b>2.63</b>
母线 13-母线 14	<b>14</b>	<b>25.12</b>	<b>13</b>	<b>3.04</b>
母线 14-母线 15	<b>14</b>	<b>32.3</b>	<b>13</b>	<b>0.74</b>

当风电场激发的振荡电流频率为 36.4 Hz 和 63.6 Hz 时,振荡电流频率与火电 2 机组轴系扭振频率(13.6 Hz)精确互补,火电 2 机组发生次同步轴系扭振,风电场 1 至火电 2 的沿线功率振荡幅值均较大。当风电场激发的振荡电流频率为 37.1 Hz 和 62.9 Hz 时,火电机组 2 未发生次同步轴系扭振,沿

线功率振荡幅值均不大。结果显示,只有当火电机组轴系扭振频率与风电场次同步电流谐波精确互补(0.1~0.2 Hz)时,并持续一段时间,才会激发火电机组轴系扭振。为研究次同步电流谐波大小对轴系扭振的影响,在母线 14 处并联注入频率精准互补的次同步谐波电流,如图 10 所示,10 s 时将谐波电流幅值由 0.1 kA 减小至 0.005 kA,原本振荡发散的机组转速逐渐收敛稳定。

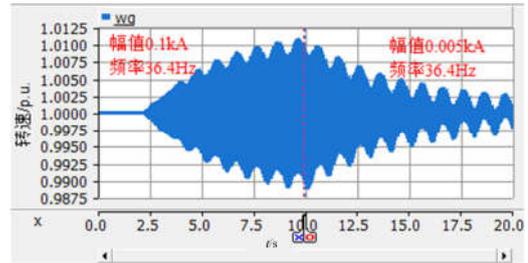


图 10 不同谐波电流含量(频率与扭振频率互补)下火电转速曲线

Fig. 10 Thermal power speed curve under different harmonic current content (frequency and torsional vibration frequency complementary)

基于场景 1,分别考虑线路母线 2-母线 3、母线 2-母线 4、母线 2-母线 5、母线 3-母线 8 N-1 检修方式,激发风电场 36.4 Hz 和 63.6 Hz 的次超同步振荡电流,与非检修方式比较,系统线路次同步功率振荡分量分布如表 3 所示。

表 3 不同运行方式下线路功率振荡分布(14 Hz 振荡分量)

Table 3 Distribution of power oscillation components in different ways (14 Hz of oscillation frequency)

线路名称	全接线/MW	母线 2- 母线 3	母线 2- 母线 4	母线 2- 母线 5	母线 3- 母线 8
		N-1/MW	N-1/MW	N-1/MW	N-1/MW
母线 1-母线 2	51.2	50.7	48.2	49.84	49.51
母线 2 下网	7.37	7.46	8.46	7.83	7.86
母线 2-母线 4	16.23	16.3	10.3	17.34	16.85
母线 2-母线 5	11.28	11.3	12.5	8.01	11.7
母线 2-母线 3	13.17	10.73	13.78	13.73	12.22
母线 2-母线 12	4.04	3.95	4.52	4.22	4.15
母线 3-直流	42.22	36.4	45.14	43	42.6
母线 3-母线 8	14.22	12.64	15.56	14.9	11.52
母线 3-母线 7	14.44	12.84	15.82	15.14	15.69
母线 3-母线 6	12.87	11.4	14.1	13.49	13.49
母线 8-母线 10	4.5	3.99	4.92	4.71	3.98
母线 8-母线 9	6.7	5.9	7.37	7.04	5.95
母线 8-母线 11	2.14	1.9	2.35	2.24	1.17
母线 2-母线 13	4.7	4.46	4.98	4.67	4.54
母线 13-母线 14	5.13	4.85	5.34	5.04	4.87
母线 14-母线 15	3.77	3.8	4.1	3.91	3.79

线路检修时检修段的线路阻抗增大, 对应次同步频率的谐波阻抗也相应增大, 一定程度上阻碍了次同步谐波分量向检修段线路方向传播。上述数据显示, 与非检修方式相比, 检修线路和振荡源经检修线路传播路径上的后续线路功率振荡分量均有所减小。

#### 4 结论

文章基于建立的含风电、火电、直流的某实际区域电网电磁暂态模型, 激发出特定条件下的风电场次同步功率振荡现象。通过动态谐波阻抗测量法得出一般情况下直流次同步谐波阻抗明显小于普通线路, 系统次同步谐波分量通常往直流方向传播。当系统中存在轴系固有扭振频率与风电场电流振荡频率精确互补的火电机组, 且火电机端谐波含量达到一定含量并维持一段时间时(含量大小和时间长短与机组自身阻尼有关), 火电机组轴系会与电气振荡分量交互作用, 引发自身轴系扭振, 从而改变原有的谐波传播路径。线路检修方式增大了检修段所在线路的谐波阻抗, 一定程度上阻碍了谐波分量向检修段方向传播。

#### 附录

表 4 模型稳态运行潮流与机电仿真对比

Table 4 Comparison of model steady-state operation power flow and electromechanical simulation

线路名称	机电有功/MW, 无功/Mvar	PSCAD 有功/MW, 无功/Mvar	相对误差
母线 1-母线 2	-103.7/-50	-102/-52	1.64%/4%
母线 2-母线 3	667.2/171.8	667.5/172.4	-0.49%/-0.38%
母线 2-母线 4	-454.8/174.3	-466/-173	-2.4%/-0.7%
母线 2-母线 5	-132.5/-238.8	-137.4/-247	2.4%/-0.7%
母线 2-母线 13	-133.3/-213.2	-130/-214.5	-3.6%/-3.4%
母线 3-母线 6	-1529.6/-191.8	-1580.6/-190.5	-3.3%/0.67%
母线 3-母线 7	-1595.4/-93.6	-1624/-89.77	-1.8%/4.09%
母线 3-母线 8	-631.7/-130.5	-625.9/-136.0	0.91%/4.2%
母线 3-直流	3499.6/260.55	3500.1/266.1	0.014%/2.1%
母线 13-母线 14	-303/-22	-310.2/-20.5	2.4%/6.8%

表 5 模型稳态运行潮流与机电仿真对比

Table 5 Comparison of model steady-state operation power flow and electromechanical simulation

母线名称	机电数据短路 电流/kA	PSCAD 模型 短路电流/kA	相对误差
母线 2	31.02	28.28	8.8%
母线 3	28.13	26.87	4.5%
母线 4	43.2	41.01	5.0%
母线 5	16.97	14.85	12.48%
母线 8	24.92	21.92	12.0%
母线 12	26.3	24.75	5.8%
母线 13	14.09	12.02	14.6%
母线 14	9.20	7.78	15.5%

表 6 机组轴系参数表(660 MW/3000 RPM)

Table 6 Generator shaft parameters (660 MW/3000 RPM)

集中质量块	惯性常数/(kg·m <sup>2</sup> )	扭转弹性系数/(kN·m/rad)
高压缸 HP	1 500	4.217e7
低压缸 LP	24 500	3.3e7
发电机	6 000	

#### 参考文献

- [1] 肖湘宁, 郭春林, 高本锋, 等. 电力系统次同步振荡及其抑制方法[M]. 北京: 机械工业出版社, 2014.
- [2] 程时杰, 曹一家, 江全元. 电力系统次同步振荡的理论和方法[M]. 北京: 科学出版社, 2009.
- [3] 刘革明, 白杨, 任祖怡, 等. 次同步振荡监测控制系统的研究与实现[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(2): 131-136.  
LIU Geming, BAI Yang, REN Zuyi, et al. Research and implementation on monitoring and controlling system of sub synchronous oscillation[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(2): 131-136.
- [4] 时伯年, 李树鹏, 梅红明, 等. 含常规直流和柔性直流的交直流混合系统次同步振荡抑制研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(20): 113-118.  
SHI Bonian, LI Shupeng, MEI Hongming, et al. Research on the SSO restraining of hybrid system containing LCC\_HVDC and VSC\_HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(20): 113-118.
- [5] 陈国平, 李明节, 许涛, 等. 关于新能源发展的技术瓶颈研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(1): 20-26.  
CHEN Guoping, LI Mingjie, XU Tao, et al. Study on technical bottleneck of new energy development[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(1): 20-26.
- [6] 李明节, 于钊, 许涛, 等. 新能源并网系统引发的复杂振荡问题及其对策研究[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1035-1042.  
LI Mingjie, YU Zhao, XU Tao, et al. Study of complex oscillation caused by renewable energy integration and its solution[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1035-1042.
- [7] 王亮, 谢小荣, 姜齐荣, 等. 大规模双馈风电场次同步振荡的分析与抑制[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(22): 26-31.  
WANG Liang, XIE Xiaorong, JIANG Qirong, et al. Analysis and mitigation of SSR problems in large-scale wind farms with doubly-fed wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(22): 26-31.

- [8] 董晓亮, 田旭, 张勇, 等. 洁源风电场串补输电系统次同步谐振典型事件及影响因素分析[J]. 高电压技术, 2017, 43(1): 321-328.  
DONG Xiaoliang, TIAN Xu, ZHANG Yong, et al. Practical SSR incidence and influencing factor analysis of DFIG-based series-compensated transmission system in Guyuan farms[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(1): 321-328.
- [9] 朱玲, 许翔, 侯玉强, 等. 基于宽频带转子附加阻尼的双馈型风机次同步振荡抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(2): 37-42.  
ZHU Ling, XU Xiang, HOU Yuqiang, et al. A suppression strategy for DFIG subsynchronous oscillation based on broadband rotor additional damping[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(2): 37-42.
- [10] AMIR O, AMIRNASER Y, RAJIV K V. Modeling and stability analysis of a DFIG-based wind-power generator interfaced with a series-compensated line[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(3): 1504-1514.
- [11] 陈斐泓, 杨健维, 廖凯, 等. 基于频率扫描的双馈风电机组次同步控制相互作用分析[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(24): 84-91.  
CHEN Feihong, YANG Jianwei, LIAO Kai, et al. Sub-synchronous control interaction analysis in doubly-fed induction generator based on frequency scanning[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(24): 84-91.
- [12] LIU H, XIE X, HE J, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4708-4720.
- [13] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9): 2366-2372.  
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372.
- [14] 宋瑞华, 郭剑波, 李柏青, 等. 基于输入导纳的直驱风电次同步振荡机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(16): 4662-4670.  
SONG Ruihua, GUO Jianbo, LI Baiqing, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation in direct-drive wind power generation system based on in-put-admittance analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(16): 4662-4670.
- [15] 张冲, 王伟胜, 何国庆, 等. 基于序阻抗的直驱风电场次同步振荡分析与锁相环参数优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(23): 6757-6767.  
ZHANG Chong, WANG Weisheng, HE Guoqing, et al. Analysis of sub-synchronous oscillation of full-converter wind farm based on sequence impedance and an optimized design method for PLL parameters[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(23): 6757-6767.
- [16] 田元洽, 赵向阳, 于钊, 等. 基于 RT-LAB 的直驱风电场振荡仿真分析技术[J]. 电网技术, 2017, 41(12): 3789-3796.  
TIAN Yuanye, ZHAO Xiangyang, YU Zhao, et al. Oscillation simulation analysis of direct driven wind farm based on RT-LAB[J]. Power System Technology, 2017, 41(12): 3789-3796.
- [17] 张超, 王维庆, 王海云, 等. 风火打捆外送系统 220 kV 电网次同步振荡监控策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(11): 138-144.  
ZHANG Chao, WANG Weiqing, WANG Haiyun, et al. Study on monitoring and control strategy of subsynchronous oscillation for 220 kV power grid in wind-thermal-bundled transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(11): 138-144.
- [18] 徐衍会. 复杂多机系统次同步振荡的分析与抑制[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(11): 83-89.  
XU Yanhui. Analysis and damping of subsynchronous oscillations in complex multi-machine systems[J]. Power System Protection and Control, 2011, 39(11): 83-89.
- [19] SUN Jian. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.
- [20] SUN Jian, BING Zhonghui, KARIMI K J. Input impedance modeling of multipulse rectifiers by harmonic linearization[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(12): 2812-2820.

收稿日期: 2018-11-21

作者简介:

杨尉薇(1986—), 女, 硕士, 高级工程师, 研究方向为新能源并网稳定分析;

朱玲(1986—), 女, 通信作者, 硕士, 高级工程师, 研究方向为新能源并网稳定分析. E-mail: 1678424852@qq.com

(编辑 葛艳娜)