DOI：10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.L80732

面向新能源外送系统次/超同步振荡的控制器参数协调优化

盛逸标[1] 林 涛[1] 陈宝平[1,2] 陈汝斯[1] 郭紫昱[1] 徐遐龄[3]

（1. 武汉大学电气工程学院 武汉 430072
2. 中国电力工程顾问集团中南电力设计院有限公司 武汉 430072
3. 国家电网华中电力调控分中心 武汉 430077）

摘要 作为大规模可再生能源的主要输送方式，风电、光伏经高压直流输电（HVDC）并网外送的形式在新能源的异地消纳上发挥作用的同时，也引发了次/超同步振荡（SSO/SupSO）现象。对于风电引发的次/超同步振荡问题，尤其是对在直驱永磁同步机组（DD-PMSG）机/网侧控制器（GSC）参数与柔性直流输电（VSC-HVDC）送/受端控制器（SEC/REC）参数对于次/超同步振荡模式存在阻尼耦合的问题上的应对方案尚待深入研究。对此，该文通过优化风电柔直并网系统控制器参数来抑制系统次/超同步振荡，将阻尼耦合问题转换为控制器之间的参数协调优化问题。具体而言，以主导控制器参数作为优化变量，以待改善振荡模式为目标模式，以目标模式阻尼比最大化为优化目标，建立主导控制器参数的协调优化模型，采用了全局搜索性好、收敛速度快的 I-PGSA 算法对协调优化模型进行求解，获得最优控制器参数。在协调优化过程中，采用模式追踪技术对目标模式进行追踪锁定，确保优化的针对性；在约束条件中，提出了动态阻尼比概念并对各振荡模式的阻尼比阈值进行动态设定，保证优化的合理性。最后，基于 PSCAD/EMTDC 对控制器参数优化效果进行时域仿真和比对，结果验证了所提协调优化策略的有效性和优越性。

关键词：直驱永磁同步机组 柔性直流输电 次/超同步振荡 优化模型 动态阻尼比 模式追踪

中图分类号：TM614

Coordination and Optimization of Controller Parameters for Subsynchronous/Super-Synchronous Oscillation in New Energy Delivery Systems

Sheng Yibiao[1] *Lin Tao*[1] *Chen Baoping*[1,2] *Chen Rusi*[1] *Guo Ziyu*[1] *Xu Xialing*[3]

（1. School of Electrical Engineering Wuhan University Wuhan 430072 China
2. Central Southern China Electric Power Design Institute Co. Ltd
China Power Engineering Consulting Group Corporation Wuhan 430072 China
3. Central China Electric Power Dispatching and Communication Center Wuhan 430077 China）

Abstract As the main transmission way of large-scale renewable energy resources, the form of wind power and solar power integrated grid by HVDC plays an important role in consuming new energy elsewhere. However, it also brings the potential risk of subsynchronous / super-synchronous oscillation (SSO/SupSO). The problem of SSO/SupSO caused by wind power, especially for the problem of damping

国家重点研发计划项目（2017YFB0902000，2017YFB0902002）和国家电网公司总部科技项目（SGXJ0000KXJS1700841）资助。
收稿日期 2018-07-10 改稿日期 2018-09-27

coupling among machine-side controller (MSC)/grid-side controller (GSC) parameters of the direct-drive permanent magnet synchronous generator (DD-PMSG) and sending-end controller (SEC) / receiving-end controller (REC) parameters of VSC-HVDC, is still to be studied in depth. Based on the background mentioned above, this paper optimizes the controller parameters of the wind power integrated system by VSC-HVDC to suppress the SSO/SupSO, and transforms the damping coupling issue into the controller parameters coordination optimization issue. In detail, the dominant controller parameters are taken as the optimization variables in this paper. And the oscillation modes for improvement are selected as the objective modes. Maximizing the damping ratios of the objective modes is the optimization object. Then, the coordinated optimization model of the dominant controller parameters is established. The I-PGSA algorithm which has excellent performance in convergence speed and global searching ability is used to solve the coordinated optimization model, and the optimal controller parameters are obtained. The model tracking technique is used to track and lock the objective modes in the process of coordinated optimization, which makes the process of optimization more pertinent. The concept of dynamic damping ratio is further proposed, which is contained in constrains. It realizes the dynamic setting in the threshold of damping ratio of each oscillation mode in the process of optimization, which makes the process of optimization more rational. Finally, the time domain simulation based on PSCAD/EMTDC proves the effectiveness and superiority of the proposed coordinated optimization strategy.

Keywords： DD-PMSG, VSC-HVDC, SSO/SupSO, optimization model, dynamic damping ratio, the model tracking technique

0 引言

20 世纪 70 年代，美国莫哈夫电厂发生的汽轮机转子大轴严重损坏的安全事故使得工业界和学术界意识到不恰当的输电线路串联补偿会激发一种新的严重的机电耦合振荡，由于其频率分布特征，定义该现象为“次同步谐振”（Subsynchronous Resonance, SSR）[1,2]。随后续研究的深入，发现当投入高压直流（High-Voltage Direct Current, HVDC）输电线也出现了发电机大轴的次同步扭振现象，由于不存在电谐振回路，所以研究者扩展了原有的谐振定义到次同步振荡（Subsynchronous Oscillation, SSO）的范畴[3-5]。

近年来，随着政策影响及技术发展，使用清洁能源发电成为新的趋势。我国风力资源丰富，风力发电馈入量逐年增加，且由于能源分布特点，大多采用串补和直流输电远距离输送。在此背景下，次同步振荡的内涵进一步延伸。2009 年在美国德州某风场报道的双馈风机经串补后联网结构在遭受故障后产生次同步振荡现象，2011 年我国华北沽源地区风场也发生类似现象。经分析，此类次同步振荡与轴系无关，而与风机的电力电子变换器控制作用紧密联系，该种类型的振荡形式被命名为次同步控制相互作用（Subsynchronous Control Interaction, SSCI），已受到广泛关注[1,6,7]。

随着电力系统电力电子化的发展，如上述次同步控制相互作用所体现的控制系统的重要性得到突显，另外，相关研究同样表明控制参数对系统稳定性会产生显著影响。文献[8]采用特征值分析法和谐波阻抗法针对风场经柔性直流输电（Voltage Source Converter-based HVDC, VSC-HVDC）并网模型重点分析了柔直换流器控制参数对次同步振荡的影响，而将风场简单处理为受控电流源，未对风机换流器控制的影响作出分析。文献[9]通过建立直驱永磁同步机（Direct-Drive Permanent Magnet Synchronous Generator，DD-PMSG）辐射型接入交流电网的模型，利用阻抗法，结合小信号，分析研究了直驱风机不经串补直联交流电网的次同步振荡机理，并探究了风机网侧变换器控制参数的影响。文献[10]通过建立风电场和机侧模块化多电平换流站（Modular Multilevel Converter, MMC）的阻抗模型，分析了风场通过 MMC-HVDC 外送发生次同步振荡的原因——机侧 MMC 换流站的阻抗幅频曲线的低频谐振峰过高导致风场和机侧 MMC 换流站的阻抗幅频特性曲线相交点相角裕度过小或为负，侧重于对机侧 MMC 换流站和风机逆变器的控制器参数进行了单独的影响分析。上述研究缺乏对于风机经柔性直流外送形式的柔直换流器控制参数与风机换流器控制参数之间的相互作用的影响分析，不利于对该种风

能外送方式的次同步振荡进行机理分析。

基于此，文献[11]通过搭建的 DD-PMSG 经 VSC-HVDC 并网外送系统的完整动态模型，利用特征分析法重点分析了 DD-PMSG 机/网侧控制器参数与 VSC-HVDC 送/受端控制器参数对系统次/超同步振荡（Super-Synchronous Oscillation, SupSO）阻尼特性的影响。结果表明，DD-PMSG 与 VSC-HVDC 之间交互作用引发的 SSO/SupSO 模式之间存在强烈的阻尼耦合，并分析了这些参数对模式之间阻尼耦合的影响是趋同，还是趋反。但未对次同步振荡的抑制进行展开说明，尤其是针对调节控制器参数，耦合的两种模式的阻尼比反向变化的趋反情况。对次同步振荡的抑制，现有文献较多采取附加阻尼控制器的方式。文献[12-14]通过在机侧换流器或网侧换流器控制系统中附加阻尼控制来抑制风电场次同步振荡；文献[15]通过分别对基于常规直流和柔性直流的次同步阻尼控制器进行协同设计，抑制背靠背直流异步联网工程次同步振荡；文献[16]优化了并联型有源次同步振荡抑制装置的阻尼控制策略；也有文献利用串联型 FACTS 装置，如 TCSC 等对风电场次同步振荡进行抑制[17]。但是，串联型设备具有结构上不灵活的缺点，而并联型装置和在原始控制器上增设附加控制都不够经济。

文献[11]中提出的阻尼耦合现象的存在，使 DD-PMSG 经 VSC-HVDC 并网外送系统的 SSO/SupSO 问题更加复杂，如果各换流控制器之间参数配合不当，很可能会恶化各振荡模式阻尼。经上述分析，本文通过优化风电柔直并网系统本身的控制器来抑制系统 SSO/SupSO，将阻尼耦合问题转换为控制器之间的参数协调优化问题，对换流控制器的参数协调优化策略进行了深入研究。首先，以主导控制器参数为优化变量，以待改善振荡模式为目标模式，以目标模式阻尼比最大化为优化目标，进一步地提出了动态阻尼比概念。在约束条件中对各振荡模式的阻尼比阈值进行动态设定，以此建立了主导控制器参数的协调优化模型，采用 I-PGSA 算法对协调优化模型进行求解。并在协调优化过程中采用模式追踪技术对目标模式进行追踪锁定，确保优化的针对性。

1　DD-PMSG 经 VSC-HVDC 外送系统模型

DD-PMSG 经 VSC-HVDC 外送系统的拓扑结构如图 1 所示。本文为简便起见，以一台 DD-PMSG 代替直驱型风电场。DD-PMSG 通过机侧/网侧换流器并经交流联络线连接至 VSC-HVDC 并网。所有换流器均采用基于电网电压的空间矢量控制策略[18,19]。具体建模过程参见文献[11]，本文仅对模型主框架进行简单列写。

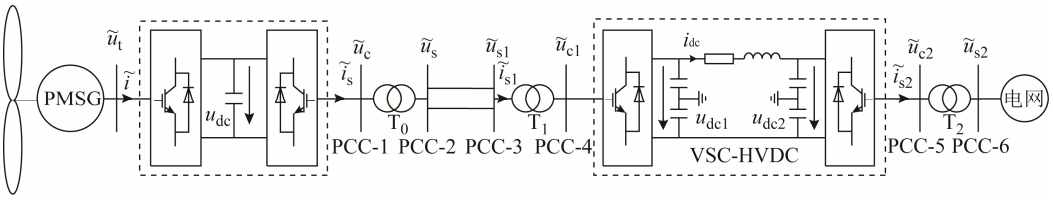


图 1　DD-PMSG 经 VSC-HVDC 并网外送系统

Fig.1　DD-PMSG interfaced with VSC-HVDC system

1.1　DD-PMSG 的动态模型

直驱风电机的建模包括两部分：机械与电气。其中，机械部分包括轴系与风力机，本文采用两质块模型来模拟机械轴系的暂态行为[20]。电气部分由永磁同步发电机与换流器两部分构成。

轴系采用双质量块模型，即

$$\begin{cases} p\omega_1 = T_{J1}^{-1}[T_1 - D_{11}\omega_1 - D_{12}(\omega_1-\omega_2) - K_{12}(\delta_1-\delta_2)] \\ p\omega_2 = T_{J2}^{-1}[T_2 - D_{22}\omega_2 - D_{12}(\omega_2-\omega_1) - K_{12}(\delta_2-\delta_1)] \\ p\delta_1 = \omega_b(\omega_1-1) \\ p\delta_2 = \omega_b(\omega_2-1) \end{cases} \tag{1}$$

式中，下标 1、2 分别表示风力机、发电机的电气量；p 为微分算子；T_{J1} 和 T_{J2} 分别为风力机和发电机的惯性时间常数；ω_1 和 ω_2 分别为风力机和发电机的角速度；ω_b 为基准电气转速；K_{12} 为轴系刚度系数；D_{11}、D_{22} 为自阻尼系数；D_{12} 为风力机和发电机间的互阻尼系数；δ_1、δ_2 为相对于同步旋转坐标系的角位移。

机侧控制器（Machine-Side Controller, MSC）控制 DD-PMSG 输出有功功率以实现最大功率点跟踪（Maximum Power Point Tracking, MPPT）控制[21,22]；网侧控制器（Grid-Side Controller, GSC）采用直流电压控制和并网无功控制策略[21,22]。

1.2 VSC-HVDC 的动态模型

正序 d-q 旋转坐标下 VSC-HVDC 系统的 7 阶动态模型（标幺值）为[23]

$$\begin{cases} \omega_{s1b}^{-1}L_1 p i_{s1d} = -R_1 i_{s1d} + \omega_{s1} L_1 i_{s1q} + u_{s1d} - u_{c1d} \\ \omega_{s1b}^{-1}L_1 p i_{s1q} = -R_1 i_{s1q} - \omega_{s1} L_1 i_{s1d} + u_{s1q} - u_{c1d} \\ C u_{dc1} p u_{dc1} = (u_{c1d} i_{s1d} + u_{c1q} i_{s1q}) - u_{dc1} i_{dc} \\ L_{dc} p i_{dc} = u_{dc1} - u_{dc2} - R_{dc} i_{dc} \\ C u_{dc2} p u_{dc2} = -(u_{c2d} i_{s2d} + u_{c2q} i_{s2q}) + u_{dc2} i_{dc} \\ \omega_{s2b}^{-1}L_2 p i_{s2d} = -R_2 i_{1d} + \omega_{s2} L_2 i_{2q} + u_{c2d} - u_{s2d} \\ \omega_{s2b}^{-1}L_2 i_{s2q} = -R_2 i_{2q} - \omega_{s2} L_2 i_{2d} + u_{c2q} - u_{s2d} \end{cases} \tag{2}$$

式中，ω_{s1b}、ω_{s2b} 分别为送端控制器和受端控制器的电网基准角频率；ω_{s1}、ω_{s2} 分别为送端与受端控制器的电网角频率；R_1、L_1 分别为送端换流器逆变侧的等效电阻电感；R_2、L_2 分别为受端换流器相应的等效电阻电感；R_{dc}、L_{dc} 分别为直流线路的电阻电感。

送端控制器（Sending-End Controller, SEC）采用定直流电压与定无功功率控制策略，受端控制器（Receiving-End Controller, REC）采用定有功功率与定无功功率控制策略[19,22]。

1.3 DD-PMSG 与 VSC-HVDC 的接口

由于 DD-PMSG 网侧换流器模型和 VSC-HVDC 送端换流器模型所参照的 d-q 旋转坐标的基准不同，分别为 u_s、u_{s1}，所以在建立全系统的动态模型时，需要考虑利用接口变换来联结 DD-PMSG 与 VSC-HVDC。

接口变换矩阵如式（3）中 $\boldsymbol{T}$ 所示。

$$\begin{bmatrix} f_{d2} \\ f_{q2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta \\ -\sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_{d1} \\ f_{q1} \end{bmatrix} = \boldsymbol{T} \begin{bmatrix} f_{d1} \\ f_{q1} \end{bmatrix} \tag{3}$$

式中，f_{d1}、f_{q1} 分别为以 u_{s1} 为参照基准的 dq1 坐标系下的变量的 d 轴和 q 轴分量；f_{d2}、f_{q2} 分别为以 u_s 为参照基准的 dq2 坐标系下的变量的 d 轴和 q 轴分量；θ 为 dq1 和 dq2 坐标系之间的夹角。

1.4 全系统线性化模型

全系统的状态变量 $\boldsymbol{X}$ 与代数变量 $\boldsymbol{Y}$ 分别为

$$\begin{cases} \boldsymbol{X} = [\boldsymbol{X}_{PMSG}, \boldsymbol{X}_{PMSG\text{-}Ctrl}, \boldsymbol{X}_{HVDC}, \boldsymbol{X}_{HVDC\text{-}Ctrl}]^T \\ \boldsymbol{X}_{PMSG} = [\Delta\omega_1, \Delta\omega_2, \Delta\delta_1, \Delta\delta_2, \Delta i_d, \Delta i_q, \Delta u_{dc}, \Delta i_{sd}, \Delta i_{sq}] \\ \boldsymbol{X}_{PMSG\text{-}Ctrl} = [\Delta w_1, \Delta w_2, \Delta w_3, \Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3] \\ \boldsymbol{X}_{HVDC} = [\Delta u_{dc1}, \Delta i_{dc}, \Delta u_{dc2}, \Delta i_{s2d}, \Delta i_{s2q}] \\ \boldsymbol{X}_{HVDC\text{-}Ctrl} = [\Delta y_1, \Delta y_2, \Delta y_3, \Delta y_4, \Delta z_1, \Delta z_2, \Delta z_3, \Delta z_4] \end{cases} \tag{4}$$

$$\begin{aligned} \boldsymbol{Y} = [&\Delta T_1, \Delta T_2, \Delta u_d, \Delta u_q, \Delta u_{cd}, \Delta u_{cq}, \Delta u_{sd}, \\ &\Delta u_{s1d}, \Delta u_{c1d}, \Delta u_{c1q}, \Delta u_{c2d}, \Delta u_{c2q}]^T \end{aligned} \tag{5}$$

式中，$\boldsymbol{X}_{PMSG}$ 为永磁同步机组模型选取的状态变量；$\boldsymbol{X}_{PMSG\text{-}Ctrl}$ 为永磁同步机组控制器模型选取的状态变量；Δw_i 为机侧控制器模型状态量；Δx_i 为网侧控制器模型状态量；$\boldsymbol{X}_{HVDC}$ 为柔直模型选取的状态量；$\boldsymbol{X}_{HVDC\text{-}Ctrl}$ 为柔直控制器模型选取的状态量，Δy_i 为送端控制器模型状态量；Δz_i 为受端控制器模型状态量。

根据所建立的完整动态模型，对其在稳态运行点上做线性化处理，可得

$$\begin{cases} p\boldsymbol{X} = \boldsymbol{A}_1 \boldsymbol{X} + \boldsymbol{B}_1 \boldsymbol{Y} \\ \boldsymbol{Y} = \boldsymbol{C}_1 \boldsymbol{X} \end{cases} \tag{6}$$

式中，$\boldsymbol{A}_1$、$\boldsymbol{B}_1$、$\boldsymbol{C}_1$ 为状态方程的系数矩阵。消去代数变量 $\boldsymbol{Y}$，可得系统的状态矩阵为

$$\boldsymbol{A} = \boldsymbol{A}_1 + \boldsymbol{B}_1 \boldsymbol{C}_1 \tag{7}$$

2 特征值分析及阻尼耦合

针对图 1 所示系统，利用第 1 节所建立的全系统动态模型进行特征值分析。本文以 1 台 0.69 kV、12 MW 的 DD-PMSG 代表直驱风电场，并且系统初始运行条件设为：风速为 8 m/s，桨距角 β 为 0。MSC 的 d 轴参考电流 i_{d_ref} 为 0；GSC 的无功功率参考值 Q_{s_ref} 为 0.06（pu），直流电压参考值 u_{dc_ref} 为 1.0（pu）。SEC 的有功功率参考值 P_{s1_ref} 为 0.28（pu），无功功率参考值 Q_{s1_ref} 为 0.10（pu）；REC 的无功功率参考值 Q_{s2_ref} 为 0.02（pu），直流电压参考值 u_{dc2_ref} 为 1.0（pu）。风电并网距离即 DD-PMSG 网侧母线 u_s 与 VSC-HVDC 送端母线 u_{s1} 之间线路的距离为 12 km。

MSC、GSC、SEC、REC 参数初值设置见表 1。其中，a_{p_PLLs2}、a_{i_PLLs2} 为 REC 锁相环的 PI 系数；k_{p2}、k_{i2} 为 MSC 的 q 轴外环 PI 系数；k_{p3}、k_{i3} 为 MSC 的 q 轴内环 PI 系数；c_{p1}、c_{i1} 为 REC 的 d 轴外环 PI 系数；c_{p2}、c_{i2} 为 REC 的 d 轴内环 PI 系数；c_{p3}、c_{i3} 为 REC 的 q 轴外环 PI 系数；c_{p4}、c_{i4} 为 REC 的 q 轴内环 PI 系数；h_{p1}、h_{i1} 为 GSC 的 d 轴外环 PI 系数；h_{p2}、h_{i2} 为 GSC 的 d 轴内环 PI 系数；h_{p3}、h_{i3} 为 GSC 的 q 轴 PI 系数；b_{p1}、b_{i1} 为 SEC 的 d 轴外环 PI 系数；b_{p2}、b_{i2} 为 SEC 的 d 轴内环 PI 系数；b_{p3}、b_{i3} 为 SEC 的 q 轴外环 PI 系数；b_{p4}、b_{i4} 为 SEC 的 q 轴内环 PI 系数，控制器参数的下标 p 与 i 分别表示比例

系数与积分系数。

表 1　初始控制器参数

Tab.1　The initial controller parameters

参　数	数　值	参　数	数　值
$a_{\mathrm{p_PLLs2}}$	20	h_{p1}	0.10
$a_{\mathrm{i_PLLs2}}$	600	h_{i1}	18
k_{p2}	0.20	h_{p2}	0.70
k_{i2}	400	h_{i2}	60
k_{p3}	0.05	h_{p3}	0.18
k_{i3}	300	h_{i3}	65
c_{p1}	1.5	b_{p1}	0.08
c_{i1}	100	b_{i1}	600
c_{p2}	0.04	b_{p2}	0.60
c_{i2}	58	b_{i2}	6
c_{p3}	1.3	b_{p3}	1.5
c_{i3}	40	b_{i3}	30
c_{p4}	0.65	b_{p4}	0.60
c_{i4}	20	b_{i4}	60

对所建的模型进行特征值分析，得到的结果见表 2。由表 2 可知，系统存在 6 个振荡模式，分别为 1 个 LFO 模式，3 个 SSO 模式，1 个 SupSO 模式以及 1 个高频振荡模式（HFO）。

表 2　特征值计算结果

Tab.2　The result of eigenvalue analysis

模式	特征值	频率/Hz	阻尼比
LFO	−0.436 1+14.831 3i	2.360 5	0.029 4
SSO-1	0.020 0+19.479 5i	3.100 3	−0.001 0
SSO-2	0.335 2+94.504 4i	15.040 8	−0.003 5
SSO-3	−1.774 1+220.661 1i	35.119 3	0.008 0
SupSO	−2.062 9+392.311 7i	62.438 3	0.005 3
HFO	−59.388 5+1934.421 7i	307.872 8	0.030 7

进一步求解各振荡模式的参与因子，可得各振荡模式对应的强相关变量，同时可以确定各振荡模式和参与振荡子系统之间的对应关系，见表 3。另外，根据文献[11]并结合表 3 可知 LFO 及 SSO/SupSO 模式与控制器参数强相关，而 HFO 模式与控制器参数为非强相关关系，即控制器参数调整只影响强相关模式，所以本文重点关注 LFO 以及 SSO/SupSO 模式。同样地也可得到各控制器（包括锁相环）及其所影响模式之间的对应关系，见表 4。

观察表 3 与表 4 中各振荡模式，可知：

表 3　各振荡模式对应的强相关量和子系统

Tab.3　Strongly correlated variables and subsystem corresponding to oscillation modes

振荡模式	强相关变量	参与振荡的子系统
LFO	$\Delta\omega_1$、$\Delta\omega_2$、$\Delta\delta_2$、$\Delta\delta_2$、Δw_2	直驱风电机组轴系
SSO-1	Δu_{dc}、Δx_1、Δx_3、Δy_3、Δy_4	DD-PMSG、VSC-HVDC
SSO-2	Δi_{sq}、Δx_3、Δy_3、Δy_4	DD-PMSG、VSC-HVDC
SSO-3	Δi_{q}、Δw_3	DD-PMSG
SupSO	Δi_{s2d}、Δi_{s2q}、Δz_2、Δz_3	VSC-HVDC

表 4　各控制器与其所影响的模式

Tab.4　Corresponding relationship between controllers and oscillation modes

控制器	所影响的振荡模式
MSC	LFO、SSO-3
GSC	SSO-1、SSO-2
SEC	SSO-1、SSO-2
REC	SupSO

1)SSO-1 与 SSO-2 模式属于相互耦合的模式，具体而言，GSC 与 SEC 均可同时影响 SSO-1 与 SSO-2 模式的特性，换言之，SSO-1 与 SSO-2 模式之间存在阻尼耦合，即针对一个模式进行调节的控制器参数，会影响到另一个模式的阻尼特性。

2）SSO-3 模式的特性主要受 MSC 的影响，而 SupSO 模式的特性主要受 REC 的影响。

3）MSC 控制器参数变化会对 LFO 模式产生影响，在对 MSC 控制参数调节的同时需要兼顾其对 LFO 模式的影响。

为保证耦合模式性能，并兼顾其余次/超振荡模式性能，需要对主导控制器（MSC、GSC、SEC、REC）参数进行协调优化。

3　风电柔直系统控制器参数协调优化模型及其求解

本文通过优化风电柔直并网系统控制器参数来抑制系统次/超同步振荡，将阻尼耦合问题转换为控制器之间的参数协调优化问题。

3.1　优化变量、目标函数与约束条件

1）优化变量。

以 PLL 控制参数（$a_{\mathrm{p_PLLs2}}$、$a_{\mathrm{i_PLLs2}}$)、MSC 控制器的参数（k_{p2}、k_{i2}、k_{p3}、k_{i3}）、REC 控制器参数（c_{p1}、c_{i1}、c_{p2}、c_{i2}、c_{p3}、c_{i3}、c_{p4}、c_{i4})、GSC 控制器的参数（h_{p1}、h_{i1}、h_{p2}、h_{i2}、h_{p3}、h_{i3}）与 SEC 控制器的参数（b_{p1}、b_{i1}、b_{p2}、b_{i2}、b_{p3}、b_{i3}、b_{p4}、b_{i4}）

作为优化变量。

2）目标函数与约束条件。

以待改善振荡模式为目标模式（本文以 LFO 与 SSO/SupSO 模式为目标模式），以目标模式阻尼比最大化为优化目标，建立多控制器的参数协调优化模型。

$$F=\max\left(\sum_{i=1}^{K}\eta_i\zeta_i\right) \tag{8}$$

式中，η_i 为目标模式 i 的权系数，可根据电力系统的实际情况由调度部门确定，以体现调度部门对不同目标模式的关心程度；ζ_i 为目标模式 i 的阻尼比；K 为目标模式数量。

在协调优化过程中，需要满足以下约束条件：

（1）目标模式的阻尼比大于一定阈值 ε_0。

（2）非目标模式的阻尼比不低于一定阈值 ε_1，并且满足以下条件：①如果非目标模式的阻尼比出现下降，则将下降的程度约束在下限值之内；②如果非目标模式的阻尼比出现提升，则不设定上限值。

（3）各控制器满足自身的参数约束，即各控制器的比例系数、积分系数均在一定的约束值范围内。

则可得到协调优化的约束条件为

$$\begin{cases}k_{\text{p-}m.n\text{-min}}\leqslant k_{\text{p-}m.n}\leqslant k_{\text{p-}m.n\text{-max}}\\ k_{\text{i-}m.n\text{-min}}\leqslant k_{\text{i-}m.n}\leqslant k_{\text{i-}m.n\text{-max}}\\ \zeta_i>\max(\varepsilon_{0i1},\varepsilon_{0i2})\\ \xi_k\geqslant\varepsilon_{1k}\\ \Delta\xi_k/\xi_k>-\varepsilon_{2k}\end{cases} \tag{9}$$

式中，$k_{\text{p-}m.n}$ 为第 m 个控制器（包括锁相环）的第 n 个比例系数；$k_{\text{p-}m.n\text{-max}}$ 与 $k_{\text{p-}m.n\text{-min}}$ 分别为 $k_{\text{p-}m.n}$ 相应的上、下限值；$k_{\text{i-}m.n}$ 为第 m 个控制器的第 n 个积分系数；$k_{\text{i-}m.n\text{-max}}$ 与 $k_{\text{i-}m.n\text{-min}}$ 分别为 $k_{\text{i-}m.n}$ 相应的上、下限值；ε_{0i1} 为给定的目标模式 i 的阻尼比阈值；ε_{0i2} 为控制器初始参数下目标模式 i 的阻尼比；ξ_k 为非目标模式 k 的阻尼比；$\Delta\xi_k$ 为非目标模式 k 协调优化前后的阻尼比变化量；ε_{1k} 为给定的非目标模式 k 的阻尼比阈值；ε_{2k} 为给定的非目标模式 k 的阻尼比变化百分比（正数）。

3.2 模式追踪技术

考虑到本文是以目标模式的阻尼比最大化为优化目标，对 DD-PMSG 的 MSC、GSC 与 VSC-HVDC 的 SEC、REC 的主导控制器参数进行协调优化，又由于在协调优化过程中，当控制器的参数改变时，会引起系统特征值的变化，从而可能使目标模式的频率发生变化，如果目标模式的频率变化较大，在下一轮的优化中可能会因丢失优化目标而无法继续优化目标模式。因此，在本文的协调优化策略中对目标模式进行了模式追踪，以确保优化目标一直为所选定的待改善模式，即在协调优化过程中，采用模式追踪技术[24-26]，通过模式的左右特征向量和振荡频率等信息来追踪目标模式，使协调优化目标始终为选取的目标模式。

对于振荡模式 n，基于 CBR 理论（Case-Based Reasoning，CBR）[26]，定义振荡模式相似度为

$$S_n(C_{\text{a}},C_{\text{b}})=\sqrt{\sum_{k=1}^{K}w_k\left[1-\left(\frac{a_k-b_k}{R_k}\right)\right]^2} \tag{10}$$

式中，C_{a}、C_{b} 分别为协调优化过程中与初始条件下振荡模式 n 特征属性的集合；a_k、b_k 分别为 C_{a}、C_{b} 的第 k 个特征属性；w_k、R_k 分别为模式 n 集合中第 k 个特征属性的权值与取值范围。模式特征属性主要包括：模式的特征值、振荡频率、左右特征向量及其之间的夹角。

在主导控制器参数协调优化过程中，根据振荡模式相似度进行模式追踪，即搜索与目标模式最匹配的模式。

3.3 基于 I-PGSA 求解协调优化模型

文献[25]采用云理论对常规 PGSA 进行改进，提出了 I-PMSG，其不仅克服了常规 PGSA 只适用于整数规划问题的缺点，并且具有参数设置简单、全局寻优能力较强、收敛速度快与计算效率高等特点。

本文采用 I-PGSA 算法来求解 3.1 节所建立的主导控制器参数协调优化模型，具体流程如图 2 所示。

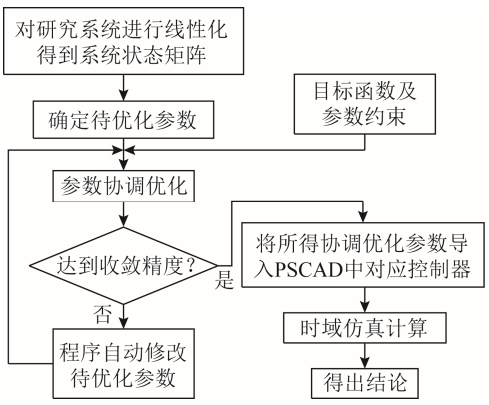


图 2 控制器参数协调优化流程

Fig.2 The flow chart of controller parameters coordinated optimization

4　动态阻尼比定义与计算方法

一方面，对于 DD-PMSG 经 VSC-HVDC 并网外送系统引发的 SSO/SupSO 的频率会受到控制器参数的影响，故而在协调优化过程中目标模式的频率可能会随着控制器参数的变化而发生偏移；另一方面，考虑到阻尼比实质反映的是振荡衰减到一定程度时所需的周波数，而无法直接反映出其衰减时间，亦即对于具有相同正阻尼比的振荡模式，其振荡频率越低，则振荡衰减到一定程度时所需的时间越长[27]，故而振荡频率不同，其达到稳定所需的阻尼比阈值也不同。基于上述考虑，本文提出一种动态比定义与计算方法，在协调优化过程中，对各个模式的阻尼比阈值进行动态设定，以使协调优化得到的参数更加合理。

动态阻尼比定义与计算方法包括以下两层含义，即对不同振荡模式设定不同的阻尼比阈值，并且同一振荡模式的阻尼比阈值随着该振荡模式频率的偏移而进行动态改变。关于如何在协调优化过程中始终对各个频段振荡模式的阻尼比阈值进行动态设定，具体分析如下。

对于振荡模式 $\lambda=\sigma\pm\mathrm{j}\omega$，其对应的振荡波形为

$$s(t)=A_0\mathrm{e}^{-\sigma t}\cos(\omega t+\alpha_0) \tag{11}$$

则当振荡由初始值 A_0 衰减到初始值的 ε 时，其所需的时间 t 为

$$t=-\frac{\ln\varepsilon}{\sigma} \tag{12}$$

另一方面，考虑到对于振荡模式 λ，其阻尼比 ξ 为

$$\xi=-\frac{\sigma}{\sqrt{\sigma^2+\omega^2}} \tag{13}$$

联立式（12）与式（13），可得

$$\xi=\frac{1}{\sqrt{\left(-\dfrac{2\pi ft}{\ln\varepsilon}\right)^2+1}} \tag{14}$$

由式（14）可知，在衰减时间相同的条件下，对于振荡模式 λ，若其振荡频率越低，则其所要求的阻尼比越高。因此，为了使控制器参数协调优化得到的结果更合理，则有：对于不同的振荡模式，无论是目标模式，还是非目标模式，其阻尼比阈值需要采用动态设定的原则，即振荡模式的频率越低，其稳定所需的阻尼比阈值就越大。

根据式（12）与式（13），进一步可得

$$t=-\frac{\ln\varepsilon}{2\pi f}\sqrt{\frac{1-\xi^2}{\xi^2}} \tag{15}$$

对于典型的低频振荡模式，即频率为 2.5 Hz，阻尼比阈值为 5%的 LFO 模式，其振荡幅值衰减到初始值的 ε 时，所需的时间 t 为

$$t=-b\frac{\ln\varepsilon}{2\pi f_{\mathrm{LFO}}}\qquad b=\sqrt{\frac{1-\xi_{\mathrm{LFO}}^2}{\xi_{\mathrm{LFO}}^2}} \tag{16}$$

进一步将式（16）代入式（14），则对于振荡频率为 f 的振荡模式，可以推导得到该振荡模式达到稳定所需的阻尼比阈值为

$$\xi_{\mathrm{cr}}=\frac{1}{\sqrt{af^2+1}} \tag{17}$$

其中

$$a=\left(-\frac{2\pi}{\ln\varepsilon}t\right)^2=\left(\frac{b}{f_{\mathrm{LFO}}}\right)^2=63.84 \tag{18}$$

进一步，定义振荡模式的稳定裕度系数为

$$K_{\mathrm{st}}=\frac{\xi-\xi_{\mathrm{cr}}}{\xi_{\mathrm{cr}}} \tag{19}$$

式中，K_{st} 为振荡模式的稳定裕度系数，若其小于 0，则表示振荡模式不稳定，负的绝对值越大，表示振荡模式越不稳定；若其大于 0，则表示振荡具有稳定性，正的绝对值越大，表示振荡模式越稳定。在协调优化过程中，始终需要根据式（17）对各目标模式 i 的阻尼比阈值 ε_{0i1} 与非目标模式 k 的阻尼比阈值 ε_{1k}、ε_{2k} 进行动态设定。

5　算例验证与分析

同样以图 1 所示系统为验证模型，仍采用第 2 节所示运行条件及参数设置进行本节的分析。

5.1　协调优化分析

以主导控制器参数作为优化变量，以表 1 中的控制器参数作为初始值。以 LFO 与 SSO/SupSO 模式为目标模式，以 HFO 模式为非目标模型。在主导控制器参数的协调优化过程中，根据式（17）对各目标模式 i 的阻尼比阈值 ε_{0i1} 与非目标模式 k 的阻尼比阈值 ε_{1k}、ε_{2k} 进行动态设定，同时对不同目标模式的权系数进行设定，则取协调优化约束条件的初始值见表 5。

表 5 协调优化约束条件的初始取值

Tab.5 The initial value of constrains

模式	模式权系数η_i	约束条件阈值量	约束条件阈值的初始取值
非目标模式	—	ε_{1k}	0.000 4
（HFO 等）	—	ε_{2k}	0.200 0
LFO	0.10	ε_{011}	0.050 0
SSO-1	0.35	ε_{021}	0.040 3
SSO-2	0.35	ε_{031}	0.008 3
SSO-3	0.10	ε_{041}	0.003 6
SupSO	0.10	ε_{051}	0.002 0

对比表 5 最后一列与表 2 最后一列可知，初始参数条件下 LFO、SSO-1、SSO-2 模式阻尼比明显低于稳定所需阈值，SSO-3、SupSO 模式阻尼比略高于初始阈值，HFO 模式阻尼比相对初始阈值较大。

采用 I-PGSA，对主导控制器参数进行协调优化，协调优化过程中，取最大生长迭代次数为 20，则可以得到协调优化的控制器参数见表 6。

表 6 协调优化参数

Tab.6 The optimal controller parameters

参 数	数 值	参 数	数 值
$a_{\text{p_PLLs2}}$	68.956 2	h_{p1}	0.789 3
$a_{\text{i_PLLs2}}$	568.652 8	h_{i1}	52.264 3
k_{p2}	1.953 7	h_{p2}	0.385 8
k_{i2}	386.589 7	h_{i2}	49.213 0
k_{p3}	0.129 8	h_{p3}	0.280 7
k_{i3}	295.369 5	h_{i3}	61.702 7
c_{p1}	1.853 4	b_{p1}	0.336 4
c_{i1}	439.456 1	b_{i1}	707.607 2
c_{p2}	0.123 9	b_{p2}	0.151 3
c_{i2}	39.653 7	b_{i2}	12.464 6
c_{p3}	1.532 6	b_{p3}	1.770 8
c_{i3}	68.635 5	b_{i3}	21.484 3
c_{p4}	0.789 3	b_{p4}	0.125 2
c_{i4}	31.212 5	b_{i4}	75.943 7

在表 6 的协调优化参数下，对图 1 所示系统进行特征值计算与分析，同时根据动态阻尼比定义与计算方法计算协调优化后各振荡模式达到稳定所需的阻尼比阈值与稳定裕度系数，其结果见表 7。

对比分析协调优化前后的特征值计算结果，可得到以下结论：优化前后振荡模式数以及模式分布未发生变化，各振荡模式频率有略微变化。当主导控制器参数经过协调优化后，所有模式的阻尼比大于其稳定所需的阻尼比阈值，其稳定裕度系数均大于 0，振荡得到大幅的改善。具体而言，SSO-1 与 SSO-2 模式的阻尼比有明显的提高，均由负变正；LFO 模式的阻尼比则由 2.94%提高到 7.91%；SSO-3 模式的阻尼比由 0.80%提高到 4.48%；SupSO 模式的阻尼比由 0.53%提高到 3.51%。说明 LFO 和 SSO/SupSO 模式的阻尼得到了显著改善，系统的小干扰稳定性得到了大幅提高。

表 7 特征值计算结果与稳定所需阻尼比阈值

Tab.7 The result of eigenvalue analysis and threshold values of damping ratio

模式	特征值	频率	阻尼比	所需阻尼比阈值	稳定裕度系数
LFO	−1.180 9+14.878 8i	2.368 0	0.079 1	0.050 0	0.582 0
SSO-1	−9.539 9+28.359 7i	4.513 6	0.318 8	0.027 8	10.467 6
SSO-2	−62.077 1+69.614 0i	11.079 4	0.665 5	0.011 3	57.593 8
SSO-3	−9.885 8+220.446 3i	35.085 1	0.044 8	0.003 6	11.444 5
SupSO	−13.803 5+392.817 3i	62.518 8	0.035 1	0.002 0	16.550 0
HFO	−59.984 0+1934.121 0i	307.824 9	0.031 0	0.000 4	76.500 0

5.2 时域仿真验证

进一步，在 PSCAD/EMTDC 软件中建立图 1 所示的完整电磁暂态模型，仿真系统参数与小信号模型参数完全一致，系统初始运行条件同第 2 节中的运行条件。设置仿真时间为 12 s，并在 t=2 s 时，在母线 u_{s1} 处设置单相短路故障，持续时间为 0.1 s。DD-PMSG 网侧输出有功功率曲线如图 3 所示。

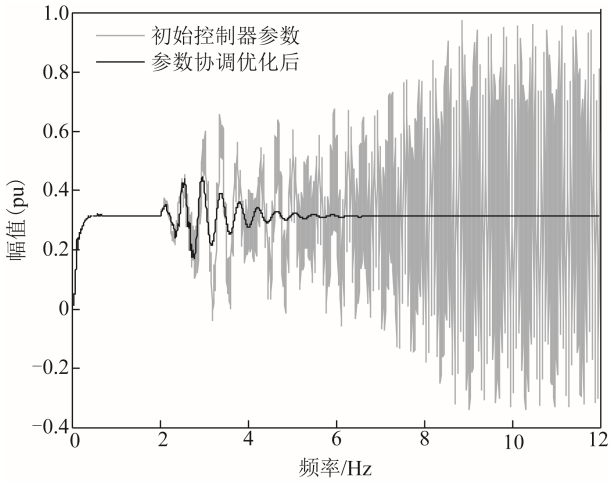


图 3 不同参数下 DD-PMSG 网侧输出有功功率

Fig.3 The grid-side active power output with different controller parameters

分析图 3 可发现，当系统配置初始控制器参数时，扰动发生后 DD-PMSG 网侧输出有功功率出现了持续的功率振荡；当控制器参数经过协调优化后，功率振荡得到迅速衰减。

进一步采用 PRONY 分析方法对初始控制器参数下 DD-PMSG 网侧输出有功功率的频率成分进行分析，并取时间窗为 6~10 s，同时采用特征值分析法辨别模式的类型[24-26]，得到的频谱分析结果如表 8 与图 4 所示。

表 8　由 PRONY 得到的辨识结果

Tab.8　The result obtained by PRONY

所含模式	频率/Hz	衰减因子	阻尼比
LFO	2.4	−0.44	0.029 1
SSO-1	3.2	0.02	−0.001 0
SSO-2	15.1	0.34	−0.003 6

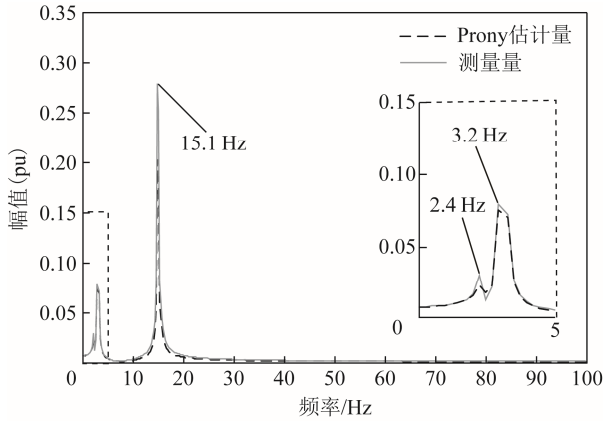


图 4　由 PRONY 得到的频谱分析结果

Fig.4　Spectrum analysis result obtained by PRONY

对比分析上述结果，可知 PRONY 分析所辨识结果与特征值分析一致，验证了所建模型与特征值分析结果的正确性，并且在所设定的小扰动下，时间窗为 6~10 s 时，系统存在 LFO、SSO-1 与 SSO-2 模式。

同样地，采用 PRONY 分析方法进一步分析对主导控制器参数进行优化后的 DD-PMSG 网侧输出有功功率的频率成分，取时间窗为 6~10 s，得到的频谱分析结果如表 9 与图 5 所示。

表 9　由 PRONY 得到的辨识结果

Tab.9　The result obtained by PRONY

所含模式	频率/Hz	衰减因子	阻尼比
LFO	2.4	−1.2	0.079 4

对比分析上述结果，可知 PRONY 分析所辨识结果与特征值分析基本一致，验证了所提协调优化

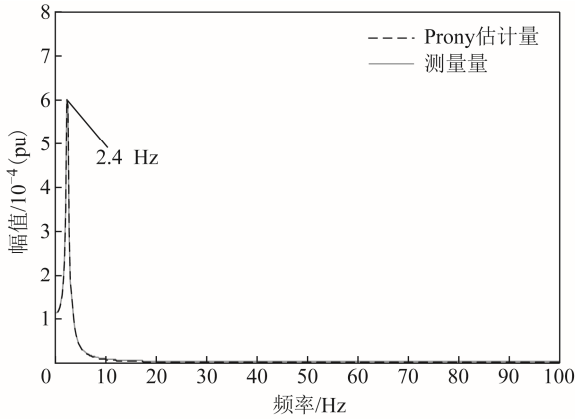


图 5　由 PRONY 得到的频谱分析结果

Tab.5　Spectrum analysis result obtained by PRONY

策略的有效性。相比于配置初始参数的控制器，经过协调优化的控制器对 LFO 与 SSO/SupSO 的抑制效果有显著提高。

6　结论

针对直驱型风电场经 VSC-HVDC 并网外送的传输结构，考虑影响次/超同步振荡模式间阻尼耦合关系的主导控制器参数间的不匹配而诱发的次/超同步振荡问题，本文建立了风电柔直并网系统控制器参数的协调优化模型。以 LFO 与 SSO/SupSO 模式为目标模式，以 HFO 模式为非目标模式，并在协调优化过程中采用模式追踪技术对目标模式进行追踪锁定，确保优化的针对性和合理性；以目标模式阻尼比最大化为优化目标，进一步地提出了动态阻尼比概念，以此为基础在约束条件中对各振荡模式的阻尼比阈值进行了动态设定，建立了主导控制器参数的协调优化模型，同时也对本文所建立的优化模型的实施步骤和流程图做了详细说明。最后，根据所建立的 DD-PMSG 经 VSC-HVDC 并网外送系统为验证算例，特征值计算与时域仿真结果均表明，所提的协调控制策略能最大限度地降低不同模式之间的阻尼耦合，有效地抑制 LFO 与 SSO/SupSO，显著地改善了系统的小干扰稳定性。

参考文献

[1]　王伟胜, 张冲, 何国庆, 等. 大规模风电场并网系统次同步振荡研究综述[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1050-1060.
Wang Weisheng, Zhang Chong, He Guoqing, et al. Overview of research on subsynchronous oscillations in large-scale wind farm integrated system[J]. Power

System Technology, 2017, 41(4): 1050-1060.

[2] 肖湘宁, 罗超, 廖坤玉. 新能源电力系统次同步振荡问题研究综述[J]. 电工技术学报, 2017, 32(6): 85-97.
Xiao Xiangning, Luo Chao, Liao Kunyu. Review of the research on subsynchronous oscillation issues in electric power system with renewable energy sources[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(6): 85-97.

[3] 倪以信. 动态电力系统的理论和分析[M]. 1 版. 北京: 清华大学出版社, 2002.

[4] 文劲宇, 孙海顺, 程时杰. 电力系统的次同步振荡问题[J]. 电力系统保护与控制, 2008, 36(12): 1-7.
Wen Jinyu, Sun Haishun, Cheng Shijie. Subsynchronous oscillation in electric power systems[J]. Power System Protection and Control, 2008, 36(12): 1-7.

[5] 江桂芬, 孙海顺, 陈霞, 等. 宁夏多直流外送系统 SSO 特性分析及次同步阻尼控制器设计[J]. 电工技术学报, 2017, 32(增刊 1): 30-38.
Jiang Guifen, Sun Haishun, Chen Xia, et al. Sub-synchronous oscillation characteristics analysis and SSDC design of Ningxia multiple DC transmissions system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(S1): 30-38.

[6] 王晖, 李莹, 李文锋, 等. 并网逆变器复合电流环引起次/超同步振荡机理研究[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1061-1068.
Wang Hui, Li Ying, Li Wenfeng, et al. Mechanism research of subsynchronous and supersynchronous oscillations caused by compound current loop of grid-connected inverter[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1061-1068.

[7] 边晓燕, 施磊, 宗秀红, 等. 多运行方式下风电机组变频器参与次同步相互作用的分析与抑制[J]. 电工技术学报, 2017, 32(11): 38-46.
Bian Xiaoyan, Shi Lei, Zong Xiuhong, et al. Analysis and mitigation of wind interaction under turbine converters in sub-ynchronous multi-perating conditions[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(11): 38-46.

[8] 戴金水, 吕敬. 大型海上风电场经 VSC－HVDC 并网的次同步振荡阻尼特性分析[J]. 电气应用, 2016, 35(8): 51-57.
Dai Jinshui, Lü Jing. Analysis of subsynchronous oscillation damping characteristics of large offshore wind farms interfaced with VSC-HVDC connected to power grid[J]. Electrotechnical Application, 2016, 35(8): 51-57.

[9] 谢小荣, 刘华坤, 贺敬波, 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.

[10] Jing L, Cai Xu, Mohammad A, et al. Sub-synchronous oscillation mechanism and its suppression in MMC-based HVDC connected wind farms[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2018, 12(4): 1021-1029.

[11] 陈宝平, 林涛, 陈汝斯, 等. 采用 VSC-HVDC 并网的直驱风电场次/超同步振荡特性分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 26(10): 167-173.
Chen Baoping, Lin Tao, Chen Rusi, et al. Characteristics of sub/super-synchronous oscillation caused by grid-connected direct-drive wind farm via VSC-HVDC system [J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 26(10): 167-173.

[12] Faried S O, Unal I, Rai D, et al. Utilizing DFIG-based wind farms for damping subsynchronous resonance in nearby turbine-generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(1): 452-459.

[13] Fan Lingling, Miao Zhixin. Mitigating SSR using DFIG-based wind generation[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2012, 3(3): 349-358.

[14] Fan Lingling, Zhu Chanxia, Miao Zhixin, et al. 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.

[15] 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.

[16] 罗超, 肖湘宁, 张剑, 等. 并联型有源次同步振荡抑制器阻尼控制策略优化设计[J]. 电工技术学报, 2016, 31(21): 150-157.
Luo Chao, Xiao Xiangning, Zhang Jian, et al. The optimal damping control strategy design of parallel active subsynchronous oscillation suppressor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(21): 150-157.

[17] Varma R K, Auddy S, Semsedini Y. Mitigation of subsynchronous resonance in a series-compensated wind farm using FACTS controllers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2008, 23(3): 1645-1654.

[18] Jing L, Cai Xu, Molinas M. Frequency domain stability analysis of MMC-based HVDC for wind farm integration[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(1): 141-151.

[19] 杨洁, 刘开培, 余俞, 等. 交流电网互联的双端柔性直流输电系统小信号建模[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(9): 2177-2184.
Yang Jie, Liu Kaipei, Yu Yu, et al. Small signal modeling for VSC-HVDC used in AC grid interconnection[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(9): 2177-2184.

[20] 刘忠义, 刘崇茹. 机械轴系模型对直驱永磁同步风力发电机暂态分析的影响[J]. 电工技术学报, 2016, 31(2): 145-152.
Liu Zhongyi, Liu Chongru. Influence of Shafting models in the transient analysis of wind turbines with permanent magnet synchronous generators[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(2): 145-152.

[21] 刘为杰, 姜建国. 直驱永磁同步风电机组次同步振荡建模与分析[J]. 电机与控制应用, 2017, 44(1): 97-103.
Liu Weijie, Jiang Jianguo. Modeling and analysis for direct-drive permanent magnet synchronous wind turbine generator in subsvnchronous oscillation[J]. Electric Machines & Control Application, 2017, 44(1): 97-103.

[22] 耿华, 许德伟, 吴斌. 永磁直驱变速风电系统的控制及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(33): 68-75.
Geng Hua, Xu Dewei, Wu Bin. Control and stability analysis for the permanent magnetic synchronous generator based direct driven variable speed wind energy conversion system[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(33): 68-75.

[23] 汤广福. 基于电压源换流高压直流输电技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2009.

[24] Chen Baoping, Lin Tao, Chen Rusi, et al. Coordinative optimization of multi-channel PSS and TCSC damping controller to suppress the low-frequency and subsynchronous oscillation[C]//Power & Energy Society General Meeting, Bostan, USA, 2016: 1-5.

[25] 张健南, 林涛, 余光正, 等. 大规模电力系统阻尼控制器协调优化方法[J]. 电网技术, 2014, 38(9): 2466-2472.
Zhang Jiannan, Lin Tao, Yu Guangzheng, et al. Coordinated optimization of damping controllers in large-scale power system[J]. Power System Technology, 2014, 38(9): 2466-2472.

[26] 徐遐龄, 林涛, 高玉喜, 等. 基于 CBR 和 OAPID 的互联电网区间模式振荡预警[J]. 电力自动化设备, 2013, 33(8): 88-93.
Xu Xialing, Lin Tao, Gao Yuxi, et al. Warning of inter-area mode oscillation based on CBR and OAPID for interconnected power grids[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(8): 88-93.

[27] 陈宝平, 林涛, 陈汝斯, 等. 机侧与网侧多通道附加阻尼控制器参数协调综合抑制低频振荡和次同步振荡[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(11): 50-56.
Chen Baoping, Lin Tao, Chen Rusi, et al. Coordinative optimization of rotor-side and grid-side multi-channel supplementary damping controller to suppress the low-frequency and subsynchronous oscillations[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 50-56.

作者简介

盛逸标　男，1993 年生，硕士研究生，研究方向为电力系统运行与控制。

E-mail：yibiaosheng@163.com

林　涛　男，1969 年生，教授，博士生导师，研究方向为电力系统运行与控制，电能质量，电力系统保护与控制。

E-mail：tlin@whu.edu.cn（通信作者）

（编辑　赫蕾）