

# 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

陈宝平<sup>1</sup>, 林涛<sup>1</sup>, 陈汝斯<sup>1</sup>, 张健南<sup>1</sup>, 盛逸标<sup>1</sup>, 徐遐龄<sup>2</sup>

(1. 武汉大学 电气工程学院, 湖北 武汉 430072;

2. 华中电力调控分中心, 湖北 武汉 430077)

**摘要:** 由于低频振荡与次同步振荡存在阻尼耦合, 针对一种特定振荡模式设计控制器, 会对其他频段的振荡模式造成不利的影 响。综合考虑低频振荡与次同步振荡这 2 种模式, 基于模式分离方法设计机侧与网侧附加阻尼控制器, 将阻尼耦合问题转化为控制器之间的参数协调优化问题。使各控制器之间以及对应同一振荡模式的各通道之间的参数协调配合, 以综合抑制低频振荡与次同步振荡, 最大限度地降低模式之间的阻尼耦合; 在协调优化过程中, 对次同步振荡模式的阻尼比阈值进行动态设定, 即次同步振荡模式的频率越大, 其所需阻尼比的阈值越小。特征值分析与时域仿真结果均表明, 所提协调控制策略能显著地改善系统各频段的阻尼特性; 相比于传统的阻尼控制策略, 所提协调控制策略具有更好的阻尼效果。

**关键词:** 低频振荡; 次同步振荡; 阻尼耦合; 机侧/网侧多通道附加阻尼控制器; 动态阻尼比; 协调优化

**中图分类号:** TM 712

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.16081/j.issn.1006-6047.2018.11.008

## 0 引言

随着电网规模的日益增大及运行方式的日趋复杂, 低频振荡 LFO (Low-Frequency Oscillation) 和次同步振荡 SSO (Sub-Synchronous Oscillation) 问题越来越受到重视。在系统的发电机侧或者电网侧加装附加阻尼控制器 SDC (Supplementary Damping Controller) 是一种抑制 LFO 或 SSO 的有效方法<sup>[1]</sup>。

电力系统稳定器 PSS (Power System Stabilizer) 是现代励磁控制系统的一部分, 通过在发电机的励磁系统上配置 PSS 来抑制 LFO 已成为了一种经济且有效的方法<sup>[1-2]</sup>。通过优化设计 PSS 的结构及其相应的参数, PSS 能够在一定程度上缓解 SSO<sup>[3-4]</sup>。

可控串联补偿器 TCSC (Thyristor Controlled Series Compensation) 是柔性交流输电系统 FACTS (Flexible Alternative Current Transmission System) 的重要控制器件之一, 利用 TCSC 快速平滑的调节能力, 设计网侧附加阻尼控制器, 可以控制串联电容器与汽轮发电机轴系之间的能量交换, 有效地抑制系统中的次同步分量, 从而避免发生 SSO 的风险<sup>[5-6]</sup>。同时, TCSC 附加阻尼控制器也能够显著地抑制系统

的 LFO<sup>[7-8]</sup>。

目前文献大多是基于单独抑制 LFO 或 SSO 的目的而优化设计发电机侧或网侧阻尼控制器<sup>[9-12]</sup>。但由于 LFO 与 SSO 这 2 种振荡模式存在阻尼耦合<sup>[13-14]</sup>, 针对一种频段的振荡模式单独设计的控制器会对其他频段的振荡模式造成不利的影 响<sup>[13-15]</sup>。

因此, 为了解决上述问题, 需要寻求其他方法。目前仅有极少数文献研究如何同时抑制 LFO 与 SSO。文献<sup>[15]</sup>采用矩阵束算法辨识与根轨迹法相结合的方法, 设计了同时抑制 LFO 与 SSO 的多通道直流附加阻尼控制器, 取得了一定的阻尼效果, 但考虑到根轨迹法无法保证其整定的控制器参数为全局最优, 因此无法最大限度地降低不同振荡模式之间的阻尼耦合, 阻尼效果仍受限制。另一方面, 当实际电力系统中同时存在多种类型的阻尼控制器时<sup>[16-17]</sup>, 如果各阻尼控制器之间或者对应同一振荡模式的各通道之间参数配合不当, 不但不会抑制振荡, 还可能会恶化振荡模式的阻尼。目前, 仍未有文献研究设计并协调多个多通道附加阻尼控制器 MSDC (Multi-channel SDC) 以综合抑制 LFO 与 SSO。

针对上述问题, 本文综合考虑 LFO 和 SSO 对系统进行建模, 将这 2 种模式之间的阻尼耦合问题转化为 MSDC 之间的参数协调优化问题。以各阻尼控制器、各通道参数为优化变量, 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, 建立机侧与网侧 MSDC 的参数协调优化模型。同时考虑对于具有相同正阻尼比的振荡模式, 振荡频率越低, 衰减相同周期数所需的时间越长, 因此在协调优化过程中对振荡模式的阻尼比阈值进行动态设定。

收稿日期: 2017-08-14; 修回日期: 2018-07-18

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2017YFB0902000, 2017YFB-0902002); 国家电网公司总部科技项目 (可再生能源发电基地直流外送系统的稳定控制技术) (SGXJ0000KXJS1700841)

Project supported by the National Key Research and Development Program of China (2017YFB0902000, 2017YFB0902002) and the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (Stability Analysis and Control of Power System Integrating Renewable Energy Generation Bases Delivered by HVDC Transmissions) (SGXJ0000KXJS1700841)

## 1 阻尼控制器设计及系统线性化模型

### 1.1 MSDC 的设计

#### 1.1.1 机侧 MSDC 的设计

励磁系统的模型及其线性化动态方程参见文献[18]。为了同时兼顾系统的 LFO 和 SSO 模式,基于模态分离方法,设计机侧 MSDC,结构如图 1 所示。图中, $\Delta\omega$  为发电机转速偏差信号; $K_i (i=1,2,\dots,n)$  为第  $i$  个通道放大环节的放大倍数; $T_{wi}$  为第  $i$  个通道隔直环节的积分系数; $U_{\min}$ 、 $U_{\max}$  分别为机侧 MSDC 输出信号的下限、上限; $U_{\text{PSS}}$  为机侧 MSDC 的输出信号; $m$  为相位补偿环节个数; $T_{i1}$ 、 $T_{i2}$  为相位补偿环节的时间常数。输入信号为发电机转速偏差信号,将机侧 MSDC 的输出作为附加控制信号送入励磁系统,产生附加阻尼转矩,从而达到抑制振荡的目的。

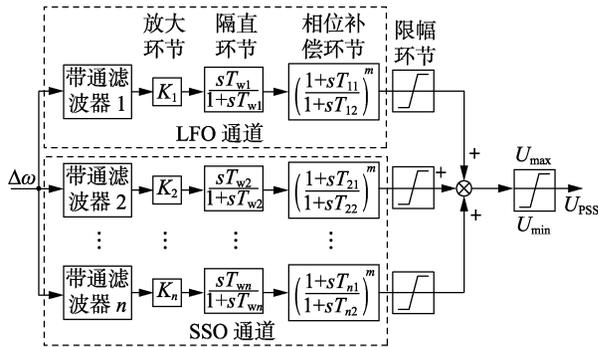


图 1 机侧 MSDC 结构框图

Fig.1 Structure of generator-side MSDC

由式(1)确定相位补偿环节的时间常数。

$$\begin{cases} a_T = [1 - \sin(\varphi_i/m)] / [1 + \sin(\varphi_i/m)] \\ T_{i1} = 1/(\omega_i \sqrt{a_T}), T_{i2} = a_T T_{i1} \end{cases} \quad (1)$$

其中, $\varphi_i$  为振荡模式  $i$  的待补偿角度; $\omega_i$  为振荡模式  $i$  的振荡角频率。

#### 1.1.2 网侧 MSDC 的设计

TCSC 模型及其相应的线性化动态方程参见文献[18]。同样地,兼顾 LFO 与 SSO 模式,设计网侧 MSDC,其结构与机侧 MSDC 相似,只是没有了隔直环节,将其输出信号作为附加控制信号,送入 TCSC 晶闸管的触发级,以产生附加电磁转矩。

### 1.2 系统线性化模型

对于 MSDC 而言,因各模态控制回路相互独立,可单独进行建模。MSDC 的每个通道均采用一个 2 阶带通滤波器与 3 个相位补偿环节,因此机侧 MSDC 与网侧 MSDC 可以分别用一个 6 阶、5 阶状态空间模型描述。

LFO 模式与转子轴系发电机质量块的转速信号  $\Delta\omega$ 、位置信号  $\Delta\theta$  强相关,因此在对 LFO 与 SSO 进行统一建模时,转子轴系采用六质量块模型<sup>[18]</sup>。

加入机侧 MSDC 后,发电机机组(包括转子轴

系、汽轮机及其调速器、同步发电机及其励磁控制器)的状态方程为:

$$\begin{cases} \Delta\dot{X}_G = A_G \Delta X_G + B_G \Delta V_G + E_G \Delta u_{Ge} \\ 0 = C_G \Delta X_G + D_G \Delta V_G \end{cases} \quad (2)$$

其中, $\Delta X_G$  为发电机机组的状态变量(不包含机侧 MSDC 的状态变量); $\Delta V_G$  为机端电压; $\Delta u_{Ge}$  为机侧 MSDC 的输出信号; $A_G$ 、 $B_G$ 、 $E_G$ 、 $C_G$ 、 $D_G$  为相应变量的系数矩阵。

加入网侧 MSDC 后,控制器本体的状态方程为:

$$\begin{cases} \Delta\dot{X}_F = A_F \Delta X_F + B_F \Delta V_F + E_{F1} \Delta u_{Gr} \\ 0 = C_F \Delta X_F + D_F \Delta V_F + E_{F2} \Delta u_{Gr} \end{cases} \quad (3)$$

其中, $\Delta X_F$  为控制器本体的状态变量(不包含网侧 MSDC 的状态变量); $\Delta V_F$  为控制器节点的电压; $\Delta u_{Gr}$  为网侧 MSDC 的输出信号; $A_F$ 、 $B_F$ 、 $E_{F1}$ 、 $C_F$ 、 $D_F$ 、 $E_{F2}$  为相应变量的系数矩阵。

进一步,推导得到加入 MSDC 后发电机机组与控制器本体模型之间的接口动态方程,即:

$$\begin{cases} \Delta\dot{X}_I = A_{IG} \Delta X_G + A_{IF} \Delta X_F + B_{IFG} \Delta V_{IFG} \\ 0 = C_{IG} \Delta X_G + C_{IF} \Delta X_F + D_{IFG} \Delta V_{IFG} \end{cases} \quad (4)$$

其中, $\Delta V_{IFG}$  为全系统的节点电压变量; $\Delta X_I$  为接口的状态变量,并且有式(5)成立; $A_{IG}$ 、 $A_{IF}$ 、 $B_{IFG}$ 、 $C_{IG}$ 、 $C_{IF}$ 、 $D_{IFG}$  为相应变量的系数矩阵。

$$\Delta X_I \in (\Delta X_G \cup \Delta X_F) \quad (5)$$

联立式(2)—(4),可得:

$$\begin{cases} \Delta\dot{X}_0 = A_0 \Delta X_0 + B_0 \Delta V_0 + E_0 \Delta u_{\text{MSDC}} \\ 0 = C_0 \Delta X_0 + D_0 \Delta V_0 + E_{F0} \Delta u_{Gr} \end{cases} \quad (6)$$

其中, $\Delta X_0$  为不包含 MSDC 的状态变量; $\Delta V_0 = \Delta V_{IFG}$ ;  $\Delta u_{\text{MSDC}}$  如式(7)所示。

$$\Delta u_{\text{MSDC}} = [\Delta u_{Ge}, \Delta u_{Gr}]^T \quad (7)$$

进一步消除非状态变量  $\Delta V_0$ ,则可得:

$$\Delta\dot{X}_0 = \tilde{A}_0 \Delta X_0 + \tilde{B}_0 \Delta u_{\text{MSDC}} \quad (8)$$

$$\begin{cases} \tilde{A}_0 = A_0 - B_0 D_0^{-1} C_0, \tilde{B}_0 = E_0 - F_0 \\ F_0 = [B_0 D_0^{-1} E_{F0}, O], O = [0, 0, \dots, 0]_{1 \times K} \end{cases} \quad (9)$$

其中, $K$  为网侧 MSDC 的附加阻尼通道数,即目标模式的个数。

对于 MSDC 而言,其反馈信号  $\Delta y_k$  与输出信号  $u_k$  可用如下方程表示:

$$\begin{cases} \Delta y_k = C_k \Delta X_0 \\ \Delta u_k = G_k(s) \Delta y_k \end{cases} \quad (10)$$

其中, $G_k(s)$  为 MSDC 的传递函数, $k=1$  表示控制器为机侧 MSDC, $k=2$  表示控制器为网侧 MSDC。

将式(10)的第 2 个等式由频域转为时域动态方程,则可进一步得到:

$$\Delta u_k = \sum_{j=1}^K \sum_{i=1}^h a_{ji} \Delta x_{k,ji} + b_k \Delta y_k \quad (11)$$

其中,  $\Delta x_{k,ji}$  为 MSDC  $k$  的第  $j$  个阻尼通道的第  $i$  个中间状态变量;  $h$  为 MSDC 的阶数;  $a_{ji}$  为  $\Delta x_{k,ji}$  的系数;  $b_k$  为  $\Delta y_k$  的系数。式(11)可写成如下的矩阵形式:

$$\Delta u_k = \mathbf{A}_k \Delta \mathbf{x}_k + b_k \Delta y_k \quad (12)$$

其中,  $\Delta \mathbf{x}_k$  为 MSDC 的中间状态变量。进一步根据式(10)、(12), 可得:

$$\Delta u_k = \mathbf{A}_k \Delta \mathbf{x}_k + b_k \mathbf{C}_k \Delta \mathbf{X}_0 \quad k=1,2 \quad (13)$$

由式(13)进一步得到:

$$\Delta \mathbf{u}_{\text{MSDC}} = \mathbf{A}_{\text{MSDC}} \Delta \mathbf{x} + \mathbf{B}_{\text{MSDC}} \Delta \mathbf{X}_0 \quad (14)$$

$$\Delta \mathbf{x} = \begin{bmatrix} \Delta x_1 \\ \Delta x_2 \end{bmatrix}, \mathbf{A}_{\text{MSDC}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_1 & \mathbf{O}_1 \\ \mathbf{O}_2 & \mathbf{A}_2 \end{bmatrix}, \mathbf{B}_{\text{MSDC}} = \begin{bmatrix} b_1 \mathbf{C}_1 \\ b_2 \mathbf{C}_2 \end{bmatrix} \quad (15)$$

其中,  $\mathbf{O}_1$ 、 $\mathbf{O}_2$  为零矩阵。联立式(8)与(14), 同时结合 MSDC 中间状态变量的线性化状态方程, 可推导出加入多个 MSDC 后全系统的线性化模型为:

$$\begin{cases} \Delta \dot{\mathbf{X}}_0 = (\tilde{\mathbf{A}}_0 + \tilde{\mathbf{B}}_0 \mathbf{B}_{\text{MSDC}}) \Delta \mathbf{X}_0 + \tilde{\mathbf{B}}_0 \mathbf{A}_{\text{MSDC}} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}_x \Delta \mathbf{x} + \mathbf{B}_y \Delta y \end{cases} \quad (16)$$

$$\Delta y = [\Delta y_1, \Delta y_2]^T \quad (17)$$

由于轴系发电机质量块的转速信号  $\Delta \omega$  同时包含 LFO 与 SSO 模式信息, 因此机侧 MSDC 与网侧 MSDC 均采用  $\Delta \omega$  作为其反馈信号  $\Delta y$ 。同时令:

$$\Delta \mathbf{X} = \Delta \mathbf{X}_0 \cup \Delta \mathbf{x} \quad (18)$$

则式(16)可进一步表示为:

$$\Delta \dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A} \Delta \mathbf{X}$$

其中,  $\mathbf{A}$  为全系统的状态矩阵, 其元素与 MSDC 的放大倍数和相位补偿环节时间常数等参数有关。

## 2 阻尼控制器协调优化策略研究

根据系统的状态矩阵可以确定 MSDC 的参数与状态矩阵中元素的对应关系, 通过协调优化各个 MSDC 的参数可以影响状态矩阵的特征值, 进而改变各振荡模式的阻尼。

### 2.1 阻尼控制器参数协调优化模型

在状态矩阵中含有 MSDC 的放大倍数与相位补偿环节时间常数等变量, 后者可由待补偿角经式(1)计算得到, 因此将 MSDC 各通道待补偿角和放大倍数作为优化变量。

进一步地, 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 MSDC 的参数协调优化模型, 如下所示:

$$F = \max \sum_{i=1}^K k_i \zeta_i \quad (20)$$

其中,  $k_i$  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;  $\zeta_i$  为目标模式  $i$  的阻尼比。

在协调优化过程中, 需要满足以下约束条件。

a. 目标模式的阻尼比大于一定的阈值  $\varepsilon_0$ 。

b. 非目标模式的阻尼比不低于一定的阈值  $\varepsilon_1$  并且满足条件: 若非目标模式的阻尼比下降, 则将下降程度约束在下限值之内; 若非目标模式的阻尼比提升, 则不设定上限值。

c. MSDC 满足自身的参数约束。

则可得到协调优化的约束条件为:

$$\begin{cases} K_{ij\min} \leq K_{ij} \leq K_{ij\max} \\ \varphi_{ij\min} \leq \varphi_{ij} \leq \varphi_{ij\max} \\ \zeta_i > \max(\varepsilon_{0i1}, \varepsilon_{0i2}) \\ \xi_k \geq \varepsilon_{1k} \\ \Delta \xi_k / \xi_k > -\varepsilon_{2k} \end{cases} \quad (21)$$

其中,  $\varepsilon_{0i1}$  为给定的目标模式的阻尼比阈值;  $\varepsilon_{0i2}$  为未配置 MSDC 时目标模式的阻尼比阈值;  $K_{ij}$  为第  $i$  个 MSDC 振荡模式  $j$  的放大倍数;  $\varphi_{ij}$  为第  $i$  个 MSDC 振荡模式  $j$  的待补偿角;  $\xi_k$  为非目标模式的阻尼比;  $\varepsilon_{1k}$  为给定的非目标模式的阻尼比阈值;  $\varepsilon_{2k}$  为给定的非目标模式阻尼比变化百分比(正数)。

需要特别说明以下 3 点。

a. 在协调优化过程中, 采用模式追踪技术<sup>[16,19]</sup>, 通过模式的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  $j$ , 定义模式相似度<sup>[19]</sup>为:

$$S_j(C_a, C_b) = \sqrt{\sum_{k=1}^K w_k \left(1 - \frac{a_k - b_k}{R_k}\right)^2} \quad (22)$$

其中,  $C_a$ 、 $C_b$  分别为协调优化过程中、初始条件下模式  $j$  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  $j$  集合中第  $k$  个特征属性的权值与取值范围。特征属性包括: 模式的特征值、振荡频率、左右特征向量及其之间的夹角。

在协调优化过程中, 根据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。

b. 由于低频与次同步频段均为本文所关心的振荡模式, 因此将目标模式的权系数均设为  $1/K$ 。

c. 考虑到阻尼比表征的实质是振荡衰减所需周期数, 并不能体现衰减时间, 对于具有相同正阻尼比的振荡模式而言, 振荡频率越低, 衰减所需的时间越长<sup>[20]</sup>。

对于振荡模式  $\lambda = \sigma \pm j\omega$ , 其对应的振荡波形如式(23)所示。

$$s(t) = A_0 e^{-\sigma t} \cos(\omega t + \alpha_0) \quad (23)$$

则当振荡由初始值  $A_0$  衰减到初始值的  $\varepsilon$  时, 所需的时间  $t$  为:

$$e^{-\sigma t} = \varepsilon$$

又由于:

$$\xi = -\frac{\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \quad (24)$$

联立式(24)、(25),可得:

$$\xi = \frac{1}{\left(\frac{2\pi ft}{\ln \varepsilon}\right)^2 + 1} \quad (26)$$

由式(26)可知,在衰减时间相同的条件下,振荡频率越低,所要求的阻尼比越高。因此,对于不同的振荡模式,无论是目标模式,还是非目标模式,其阻尼比阈值采用动态设定的原则,即振荡模式的频率越低,其阻尼比阈值越大。

### 2.2 基于改进植物模拟生长算法求解协调优化模型

文献[16]针对系统的 LFO 问题,提出了基于云模型理论的改进植物模拟生长算法 PGSA (Plant Growth Simulation Algorithm),并将其应用于阻尼控制器的协调优化,取得了较好的效果,其流程图如图 2 所示。

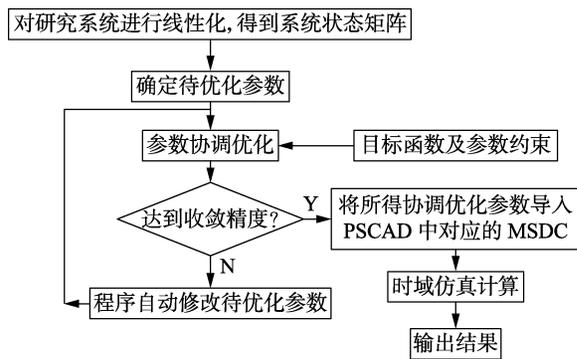


图 2 改进 PGSA 的流程图

Fig.2 Flowchart of improved PGSA

改进 PGSA 不仅具有参数设置简单、全局寻优能力较强的优点,并且收敛速度快、计算效率高。相比于传统的细菌群体趋药性 BCC (Bacterial Colony Chemolaxis) 算法,在优化效果相当的情况下,改进 PGSA 的耗时明显减少<sup>[16]</sup>。本文利用其求解 MSDC 的协调优化以抑制 LFO 与 SSO 的问题。

### 3 算例分析

IEEE SSR 第一标准测试系统中同时存在 LFO 与 SSO 模式<sup>[21]</sup>,本文将其作为研究系统,结构如图 3 所示。

图 3 中发电机及其励磁系统、发电机轴系、原动机及其调速器与输电线路的数学模型及其相应的参数详见文献[18]。同时将交流系统中的部分固定串联补偿电容用 TCSC 代替,线路总串补度取 35%,其中 TCSC 的等值电抗占总串补电抗的 20%。

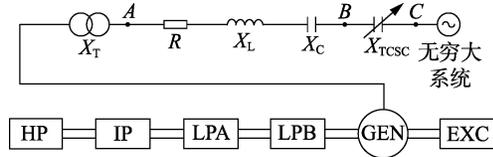


图 3 系统结构图

Fig.3 Structure diagram of system

### 3.1 特征值分析

为了便于说明,采用单一运行方式进行仿真验证。系统初始运行条件如下:发电机的功率因数为 0.90,有功出力为 0.90 p.u.,发电机的机端电压为 1.0 p.u.,TCSC 的基准触发角为 158.8°。

在励磁系统处加入机侧 MSDC,在 TCSC 处配置网侧 MSDC,任意取优化变量初值如表 1 所示( $K_{1j}$ 、 $\varphi_{1j}$ 为机侧 MSDC 参数, $K_{2j}$ 、 $\varphi_{2j}$ 为网侧 MSDC 参数)。

表 1 MSDC 优化变量初值

Table 1 Initial optimization parameters of MSDC

| 振荡模式 | $K_{1j}$ | $\varphi_{1j}/(^\circ)$ | $K_{2j}$ | $\varphi_{2j}/(^\circ)$ | 振荡模式 | $K_{1j}$ | $\varphi_{1j}/(^\circ)$ | $K_{2j}$ | $\varphi_{2j}/(^\circ)$ |
|------|----------|-------------------------|----------|-------------------------|------|----------|-------------------------|----------|-------------------------|
| 1    | 20       | 90                      | 50       | 30                      | 4    | 10       | 135                     | 30       | -90                     |
| 2    | 10       | 150                     | 40       | -40                     | 5    | 10       | 80                      | 10       | -110                    |
| 3    | 20       | 150                     | 50       | -80                     |      |          |                         |          |                         |

采用改进 PGSA,以表 1 中的参数作为初始值,对 MSDC 的参数进行协调优化,协调优化过程中,取最大迭代次数为 25,协调优化的约束条件取值如下: $K_{1j}$  的取值范围为  $[0, 100]$ , $\varphi_{1j}$  的取值范围为  $[60^\circ, 180^\circ]$ , $K_{2j}$  的取值范围为  $[0, 200]$ , $\varphi_{2j}$  的取值范围为  $[-120^\circ, 100^\circ]$ , $\varepsilon_{1k} = 0.1\%$ , $\varepsilon_{2k} = 20\%$ , $\varepsilon_{011} = 0.2\%$ , $\varepsilon_{021} = 0.5\%$ , $\varepsilon_{031} = 0.6\%$ , $\varepsilon_{041} = 1.2\%$ , $\varepsilon_{051} = 5\%$ 。则得协调优化参数如表 2 所示。其中,振荡模式 1—4 为 SSO 模式,振荡模式 5 为 LFO 模式。

表 2 MSDC 协调优化参数

Table 2 Coordinated optimization parameters of MSDC

| 振荡模式 | $K_{1j}$ | $T_{1j1}/s$ | $T_{1j2}/s$ | $K_{2j}$ | $T_{2j1}/s$ | $T_{2j2}/s$ |
|------|----------|-------------|-------------|----------|-------------|-------------|
| 1    | 31.20    | 0.038 2     | 0.006 2     | 14.2     | 0.006 8     | 0.003 5     |
| 2    | 0.26     | 0.011 7     | 0.003 3     | 195.6    | 0.005 4     | 0.007 2     |
| 3    | 43.50    | 0.023 8     | 0.002 6     | 114.6    | 0.004 4     | 0.014 0     |
| 4    | 8.80     | 0.022 4     | 0.004 6     | 155.1    | 0.005 7     | 0.018 2     |
| 5    | 2.50     | 0.115 2     | 0.067 9     | 6.8      | 0.037 7     | 0.207 6     |

分别计算系统未配置 MSDC、MSDC 配置初始参数与 MSDC 配置协调优化参数时的特征值,其结果如表 3 所示。

对比分析上述特征值结果可得到以下结论:当 MSDC 配置初始参数时,5 个振荡模式的阻尼比变大,振荡得到一定程度的改善,但模式 1 与模式 2 的阻尼比仍然为负;当 MSDC 的参数经过协调优化后,模式 5 的阻尼比由 2.72% 提高到 8.821%,并且 4 个 SSO 模式的阻尼比有明显的提高,均由负变正,说明 LFO 和 SSO 模式的阻尼比得到了显著的改善。

表 3 3 种情况下的计算结果

Table 3 Calculative results of three conditions

| 振荡模式 | 频率/Hz    |      |        | 阻尼比/%    |        |        |
|------|----------|------|--------|----------|--------|--------|
|      | 未配置 MSDC | 初始参数 | 协调优化参数 | 未配置 MSDC | 初始参数   | 协调优化参数 |
| 1    | 32.3     | 32.3 | 32.6   | -0.56    | -0.12  | 0.469  |
| 2    | 25.6     | 25.5 | 25.6   | -0.03    | -0.019 | 1.795  |
| 3    | 20.2     | 20.3 | 20.2   | -0.004   | 0.06   | 0.673  |
| 4    | 15.7     | 15.9 | 15.7   | -0.03    | 0.73   | 4.617  |
| 5    | 1.7      | 1.7  | 1.8    | 2.72     | 5.38   | 8.821  |

进一步验证所提协调控制策略的优越性,采用如下的传统控制策略:①系统仅配置机侧 MSDC,同样采用改进 PGSA 并以表 1 中相应的参数作为初始值,对其进行优化,优化结果如表 4 所示,称该优化参数为独立优化参数;②系统仅配置网侧 MSDC,以表 1 中相应的参数作为初始值对其进行优化,优化结果如表 4 所示;③系统同时配置上述单独优化的机侧 MSDC 与网侧 MSDC 时,参数如表 4 所示,称该附加阻尼控制为组合优化控制。

表 4 独立优化参数

Table 4 Independent optimization parameters

| 振荡模式 | 机侧 MSDC 独立优化参数 |            |            | 网侧 MSDC 独立优化参数 |            |            |
|------|----------------|------------|------------|----------------|------------|------------|
|      | $K_{lj}$       | $T_{l1}/s$ | $T_{l2}/s$ | $K_{2j}$       | $T_{21}/s$ | $T_{22}/s$ |
| 1    | 10.2           | 0.024 2    | 0.001 0    | 15.8           | 0.007 3    | 0.003 3    |
| 2    | 5.2            | 0.017 5    | 0.002 2    | 153.3          | 0.007 2    | 0.006 0    |
| 3    | 14.5           | 0.021 1    | 0.002 9    | 104.1          | 0.001 3    | 0.047 8    |
| 4    | 2.8            | 0.029 4    | 0.003 5    | 169.2          | 0.004 1    | 0.002 5    |
| 5    | 2.3            | 0.111 6    | 0.070 1    | 8.2            | 0.041 2    | 0.189 9    |

在上述 3 种控制策略下,分别对系统进行特征值计算,得到的特征值分析结果如表 5 所示。

表 5 特征值分析结果

Table 5 Analysis results of eigenvalues

| 振荡模式 | 频率/Hz |      |      | 阻尼比/% |      |        |
|------|-------|------|------|-------|------|--------|
|      | 策略①   | 策略②  | 策略③  | 策略①   | 策略②  | 策略③    |
| 1    | 32.5  | 32.4 | 32.5 | 0.008 | 0.18 | -0.090 |
| 2    | 25.6  | 25.6 | 25.6 | 0.014 | 0.58 | 0.020  |
| 3    | 20.3  | 20.2 | 20.3 | 0.070 | 0.35 | -0.008 |
| 4    | 15.7  | 15.7 | 15.7 | 2.370 | 4.73 | 2.580  |
| 5    | 1.8   | 1.8  | 1.7  | 8.730 | 7.86 | 6.410  |

对比分析表 3、5 中的特征值结果可知,在所提协调控制策略下,LFO 与 SSO 模式的阻尼比均显著大于传统控制策略的相应阻尼比,即所提协调控制策略对 LFO 与 SSO 模式均具有更好的阻尼效果。

### 3.2 阻尼耦合分析

进一步研究分析 LFO 与 SSO 模式之间的阻尼耦合,以协调优化作为控制方式 0,与以下 4 种控制方式进行对比:控制方式 1,机侧 MSDC 采用表 2 所示参数,网侧 MSDC 采用表 4 所示参数;控制方式 2,针对 SSO 的模式 4 设计附加阻尼控制器;控制方式 3,针对所有 SSO 模式设计 MSDC;控制方式 4,针对 LFO 的模式设计附加阻尼控制器。对 5 种控制方式

下的系统进行特征值分析,结果如图 4 所示。

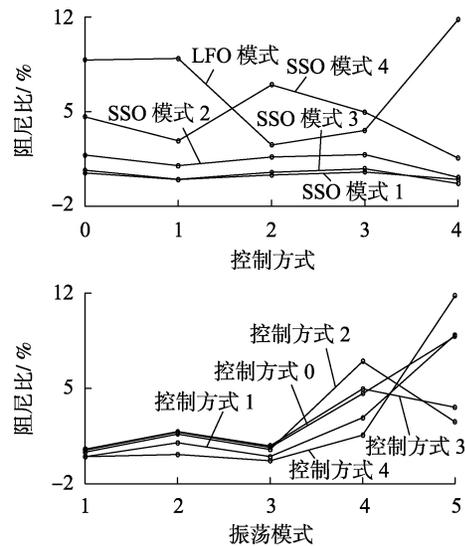


图 4 不同控制方式下振荡模式的阻尼比

Fig.4 Damping ratios of oscillation modes under different control methods

对比分析表 3、5 与图 4 的结果,可得如下结论。

a. 相比于协调优化方式(控制方式 0),控制方式 1 下 SSO 模式的阻尼比均下降,而 LFO 模式的阻尼比则得到了一定的提升,说明 LFO 与 SSO 模式之间存在阻尼耦合,并且表现为耦合负影响。

b. LFO 模式阻尼比的变化与 SSO 模式阻尼比的变化趋势相反,即 LFO 与 SSO 模式之间存在交互负影响的阻尼耦合,尤其是 SSO 模式 4 与 LFO 模式存在强烈的阻尼耦合。

c. 控制方式 2 在提高 SSO 模式 4 阻尼比的同时,LFO 模式的阻尼比大幅下降,且低于 5%;控制方式 3 在提高 SSO 模式阻尼比的同时,LFO 模式阻尼比亦大幅下降,且低于 5%;而控制方式 4 在提高 LFO 模式阻尼比的同时,SSO 模式阻尼比则大幅降低,SSO 模式 1 与 SSO 模式 3 的阻尼比甚至变为负。而协调优化方式(控制方式 0)则通过带通滤波器将 LFO 与 SSO 模式分离以及参数之间的协调,在提高 LFO 模式阻尼比的同时,最大限度地提高 SSO 模式的阻尼比,降低了 LFO 与 SSO 模式之间的阻尼耦合。

### 3.3 多通道控制阻尼效果时域分析

在 PSCAD/EMTDC 软件中建立含机侧 MSDC 和网侧 MSDC 的电磁暂态仿真模型。发电机额定容量为 892.4 MV·A,系统运行条件同 3.1 节。

对系统设置小扰动如下: $t=3$  s 时,在发电机机械转矩上施加幅值为 0.2 p.u. 的阶跃扰动,扰动持续时间为 1 s。仿真时间设为 12 s,则未配置 MSDC 时 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差如图 5 所示。

加入机侧 MSDC 与网侧 MSDC 后,MSDC 参数分

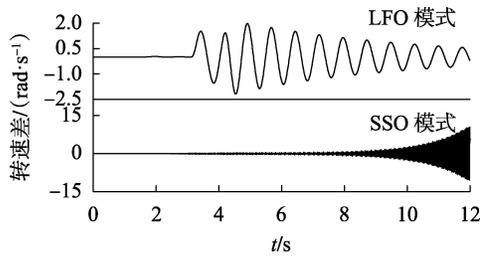


图 5 未配置 MSDC 时 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差

Fig.5 Generator rotor speed differences of LFO and SSO modes without MSDC

别取初始参数与协调优化参数,仿真时间设为 20 s,则 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差如图 6 所示。

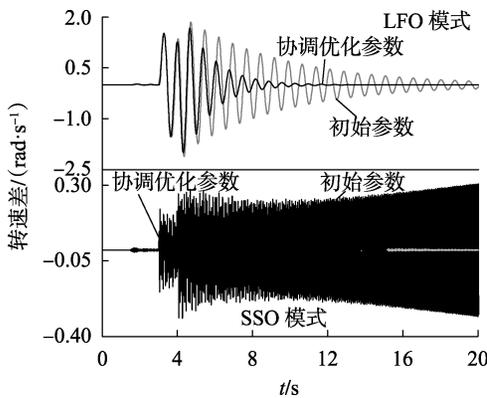


图 6 MSDC 不同参数下 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差

Fig.6 Generator rotor speed differences of LFO and SSO modes under different parameters of MSDC

辨识图 6 所示的振荡模式,时间窗取为 6~10 s,分别对 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差进行 Prony 分析,结果如表 6 所示。

表 6 3 种控制策略下的 Prony 分析结果

Table 6 Prony analysis results under three control strategies

| 振荡模式 | 频率/Hz |      |      | 阻尼比/%  |        |      |
|------|-------|------|------|--------|--------|------|
|      | 策略①   | 策略②  | 策略③  | 策略①    | 策略②    | 策略③  |
| 1    | 32.7  | 32.6 | 32.8 | -0.553 | -0.122 | 0.44 |
| 2    | 25.8  | 25.9 | 26.0 | -0.035 | -0.018 | 1.82 |
| 3    | 20.5  | 20.4 | 20.9 | -0.005 | 0.059  | 0.53 |
| 4    | 16.0  | 16.2 | 16.1 | -0.035 | 0.753  | 4.84 |
| 5    | 1.82  | 1.9  | 1.75 | 3.281  | 5.132  | 9.91 |

对比分析上述结果可知,Prony 分析所得辨识结果与特征值分析基本一致,在所设定的小扰动下,5 个振荡模式均被激发。相比于未配置 MSDC 与 MSDC 配置初始参数,经过参数协调优化的 MSDC 对 LFO 与 SSO 的抑制效果得到显著提高。

基于上述 3 种传统控制策略进行仿真,得到 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差,如图 7 所示。

由图 7 的仿真结果可知,相比于传统的控制策略,所提协调控制策略对 LFO 与 SSO 模式均具有更

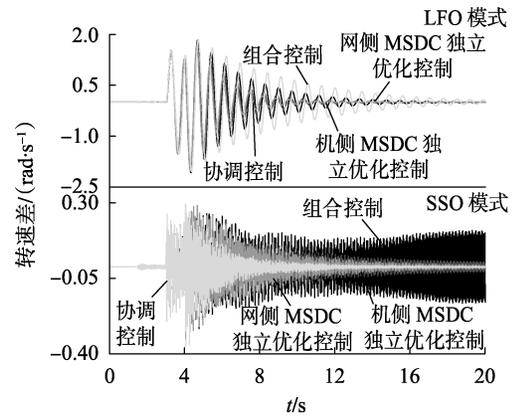


图 7 不同控制策略下 LFO 与 SSO 模式的发电机转子转速差

Fig.7 Generator rotor speed differences of LFO and SSO modes under different control methods

好的阻尼效果。进一步分析可知,对于组合控制策略而言,虽然机侧 MSDC 与网侧 MSDC 的参数均进行了独立优化,但这些参数之间未得到协调配合,这导致了 LFO 模式的阻尼效果大幅降低,而 SSO 模式的振荡未得到有效的抑制。

#### 4 结论

本文针对电力系统中 LFO 和 SSO 的阻尼耦合问题,将其转化为多个 MSDC 的参数协调优化问题,利用改进 PGSA 对参数协调优化模型进行求解,得到 MSDC 的协调参数。通过对修改后的 IEEE SSR 第一标准算例的特征值分析和时域仿真分析,得出以下结论:

a. 所提协调控制策略能最大限度地降低不同模式阻尼之间的交互影响,即阻尼耦合,综合抑制了系统的 LFO 与 SSO;

b. 由于在约束条件中对 SSO 模式阻尼比的阈值进行了动态设定,即 SSO 模式的频率越大,其所需阻尼比的阈值越小,使得协调优化更加合理;

c. 相比于传统控制策略,即采用单一控制器与采用多个独立优化的控制器,所提协调控制策略具有更好的抑制效果。

本文的研究成果对新能源接入电力系统的类似问题仍具有指导意义,在未来的研究工作中,笔者将进一步采用本文所提方法研究新能源接入电力系统后宽频带振荡问题。

#### 参考文献:

[1] 张仰飞,袁越,陈小虎,等.有功型 PSS 抑制低频振荡机理及反调特性[J].电力系统保护与控制,2010,38(3):77-80.  
ZHANG Yangfei, YUAN Yue, CHEN Xiaohu, et al. Mechanism of active-power PSS low-frequency oscillation suppression and characteristic of anti-regulation[J]. Power System Protection and Control, 2010,38(3):77-80.

[2] 马燕峰,赵书强,顾雪平.基于改进多信号 Prony 算法的低频振

- 荡传递函数降阶辨识及 PSS 的设计[J]. 电网技术, 2007, 31(17):16-20.
- MA Yanfeng, ZHAO Shuqiang, GU Xueping. Reduced order identification of low-frequency oscillation transfer function and PSS design based on improved multi-signal prony algorithm[J]. Power System Technology, 2007, 31(17):16-20.
- [3] 张帆, 徐政. 电力系统稳定器抑制次同步谐振的效果[J]. 电工技术学报, 2007, 22(6):121-127.
- ZHANG Fan, XU Zheng. Effect of exciter and power system stabilizer on subsynchronous resonance damping[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2007, 22(6):121-127.
- [4] 蒋平, 王贯义. 抑制次同步谐振的并联结构 PSS 参数优化[J]. 电工技术学报, 2009, 24(10):122-127.
- JIANG Ping, WANG Guanyi. Parameter optimization of PSS of parallel configuration used to damp subsynchronous resonance[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(10):122-127.
- [5] 周长春, 刘前进, Lennart Angquist, 等. 抑制次同步谐振的 TCSC 主动阻尼控制[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(10):130-135.
- ZHOU Changchun, LIU Qianjin, Lennart Angquist, et al. Active damping control of TCSC for subsynchronous resonance mitigation[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(10):130-135.
- [6] 张少康, 李兴源, 张振, 等. TCSC 及其主动阻尼控制对次同步谐振的抑制[J]. 电网技术, 2010, 34(1):22-26.
- ZHANG Shaokang, LI Xingyuan, ZHANG Zhen, et al. Research on suppressing sub-synchronous resonance by TCSC and its active damping control[J]. Power System Technology, 2010, 34(1):22-26.
- [7] 林宇锋, 徐政, 黄莹. TCSC 功率振荡阻尼控制器的设计[J]. 电网技术, 2005, 29(22):35-39.
- LIN Yufeng, XU Zheng, HUANG Ying. Design of TCSC auxiliary controller for inter-area power oscillation damping[J]. Power System Technology, 2005, 29(22):35-39.
- [8] 戚军, 江全元, 曹一家. 采用时滞广域测量信号的区间低频振荡阻尼控制器设计[J]. 电工技术学报, 2009, 24(6):154-159.
- QI Jun, JIANG Quanyuan, CAO Yijia. Design of damping controller for inter-area low-frequency oscillation using time-delay wide-area measurements[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(6):154-159.
- [9] 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):150-158.
- 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):150-158.
- [10] 左剑, 张程稳, 肖逸, 等. 基于灰狼优化算法的多机电力系统稳定器参数最优设计[J]. 电网技术, 2017, 41(9):2987-2995.
- ZUO Jian, ZHANG Chengwen, XIAO Yi, et al. Multi-machine PSS parameter optimal tuning based on grey wolf optimizer algorithm[J]. Power System Technology, 2017, 41(9):2987-2995.
- [11] 左剑, 谢平平, 李银红, 等. 基于智能优化算法的互联电网负荷频率控制器设计及其控制性能分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(3):478-489.
- ZUO Jian, XIE Pingping, LI Yin hong, et al. Intelligent optimization algorithm based load frequency controller design and its control performance assessment in interconnected power grids[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(3):478-489.
- [12] 王晓明. 考虑系统稳态和动态特性控制器参数协调[D]. 郑州: 郑州大学, 2015.
- WANG Xiaoming. Coordination of controller parameters considering steady and dynamic characteristics of power systems[D]. Zhengzhou: Zhengzhou University, 2015.
- [13] 胡云花, 赵书强. 电力系统低频振荡和次同步振荡的阻尼耦合分析[J]. 电力自动化设备, 2004, 24(9):15-17.
- HU Yunhua, ZHAO Shuqiang. Analysis of damping coupling relation between LFO and SSO of power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2004, 24(9):15-17.
- [14] 胡云花, 赵书强, 马燕峰, 等. 电力系统低频振荡和次同步振荡统一模型阻尼分析[J]. 电力自动化设备, 2005, 25(7):6-11.
- HU Yunhua, ZHAO Shuqiang, MA Yanfeng, et al. Damping analysis of unified LFO & SSO model in power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2005, 25(7):6-11.
- [15] 赵睿, 李兴源, 刘天琪, 等. 抑制次同步和低频振荡的多通道直流附加阻尼控制器设计[J]. 电力自动化设备, 2014, 34(3):89-93.
- ZHAO Rui, LI Xingyuan, LIU Tianqi, et al. Design of multi-channel DC supplementary damping controller for subsynchronous and low-frequency oscillation suppression[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(3):89-93.
- [16] 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.
- [17] 宁琳. PSS 和 TCSC 抑制低频振荡交互及协调研究[D]. 南宁: 广西大学, 2008.
- NING Lin. The study of interaction and coordination between PSS and TCSC in damping oscillations[D]. Nanning: Guangxi University, 2008.
- [18] 程时杰, 曹一家, 江全元. 电力系统次同步振荡的理论与分析[M]. 北京: 科学出版社, 2009:19-187.
- [19] 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.
- [20] 杨慧敏. 区域电网低频振荡特性分析与抑制方法的研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2009.
- YANG Huimin. Analysis and control of low frequency oscillation in regional power system[D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2009.
- [21] IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1977, 96(5):1565-1572.

#### 作者简介:



陈宝平

陈宝平(1992—),男,福建泉州人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统运行与控制、次同步振荡(E-mail:309875997@qq.com);

林涛(1969—),男,湖北武汉人,教授,博士研究生导师,主要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)。

(下转第 62 页 continued on page 62)

- [16] 曾祥君,于永源,尹项根,等. 基于注入信号法的消弧线圈自动调谐新技术[J]. 电力系统自动化,2000,24(9):38-41.  
ZENG Xiangjun, YU Yongyuan, YIN Xianggen, et al. Novel technique for Petersen-coil tuning based on injecting current[J]. Automation of Electric Power Systems, 2000, 24(9): 38-41.

#### 作者简介:



杨磊

杨磊(1993—),男,湖南邵阳人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail: 1014042012@qq.com);

曾祥君(1972—),男,湖南邵阳人,教授,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail: eexjzeng@qq.com);

喻锐(1989—),男,湖南长沙人,讲师,博士,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail: 1393009168@qq.com);

余敏琪(1994—),女,湖南常德人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail: 252066208@qq.com);

周宁(1971—),男,河南洛阳人,高级工程师,硕士,主要研究方向为配电网故障分析与处理、智能电网及电力系统可靠性分析(E-mail: zhouningzz@sina.com);

冯光(1984—),男,河南民权人,高级工程师,硕士,主要研究方向为智能配电网、电力系统可靠性分析及配电智能设备试验检测(E-mail: qingzhu0301@163.com)。

### Novel method of full compensation for grounding fault of resonant grounding system

YANG Lei<sup>1</sup>, ZENG Xiangjun<sup>1</sup>, YU Kun<sup>1</sup>, YU Minqi<sup>1</sup>, ZHOU Ning<sup>2</sup>, FENG Guang<sup>2</sup>

(1. Hunan Province Key Laboratory of Smart Grids Operation and Control, Changsha University of Science and Technology, Changsha 410014, China;

2. Electric Power Research Institute of State Grid Henan Electric Power Company, Zhengzhou 450052, China)

**Abstract:** In order to solve the problems that the traditional arc suppression coil cannot compensate the active current nor suppress the intermittent-arc grounding fault, a novel method of full compensation for grounding fault of resonant grounding system is proposed. In the normal state of resonant grounding system, the values of compensation components are calculated based on the system insulation parameters precisely measured by injecting signal resonance. When single-phase grounding fault occurs, the fault phase is selected by the phase of the fault current. Then the resistance capacitive compensation components are put into the lagging phase of the fault phase, so that the fault phase voltage can be suppressed to zero and the grounding fault current can be fully compensated. The simulative analysis shows that immune to the transition resistance, the proposed method can quickly suppress the fault phase voltage, realize full compensation of the grounding fault current for the distribution system and effectively suppress the intermittent grounding fault, meanwhile, its operation is simple and reliable, and its cost is low.

**Key words:** resonant grounding system; single-phase grounding fault; arc suppression; fault phase voltage; full compensation

(上接第56页 continued from page 56)

### Parameter coordination of generator-side and grid-side multi-channel supplementary damping controllers to suppress low-frequency oscillation and sub-synchronous oscillation comprehensively

CHEN Baoping<sup>1</sup>, LIN Tao<sup>1</sup>, CHEN Rusi<sup>1</sup>, ZHANG Jiannan<sup>1</sup>, SHENG Yibiao<sup>1</sup>, XU Xialing<sup>2</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China;

2. Central China Electric Power Dispatching and Communication Center, Wuhan 430077, China)

**Abstract:** Because of the damping coupling between the LFO (Low-Frequency Oscillation) and SSO (Sub-Synchronous Oscillation), the controllers designed for a specific oscillation mode may have adverse effects on the oscillation modes of other frequency bands. Taking both LFO and SSO into account, the generator-side and grid-side supplementary damping controllers are designed based on the mode-separation method, and the damping coupling issue is transformed into a parameter coordinative optimization problem among controllers. The LFO and SSO are suppressed comprehensively and the damping coupling between modes is minimized by coordinating the parameters of controllers and channels corresponding to the same oscillation mode. The damping ratio threshold of SSO mode is dynamically set in the coordinative optimization process, that is, the larger the frequency of SSO mode, the smaller the required threshold of the damping ratio. Both eigenvalue analysis and time-domain simulation results show that the proposed coordinative control strategy can significantly improve the damping characteristics of the objective frequency bands, and it has better damping effects than the conventional damping control strategy.

**Key words:** low-frequency oscillation; sub-synchronous oscillation; damping coupling; generator-side/grid-side multi-channel supplementary damping controllers; dynamic damping ratio; coordinative optimization