

DOI: 10.7667/PSPC180325

计及并联补偿高抗的电力系统对次同步振荡的影响研究

张航¹, 滕予非², 王晓茹¹, 钟锐¹

(1. 西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 610031; 2. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 四川 成都 610072)

摘要: 近年来, 随着电力系统中无功补偿设备的广泛应用, 由无功补偿设备引起的电力系统问题不断涌出, 由此引发的次同步振荡问题也日益凸显。首先针对 IEEE 次同步谐振第一标准系统, 推导并且建立了考虑并联补偿高抗的单机无穷大系统的数学模型, 进而得到全系统的小信号模型。接着通过特征根分析方法论证了引入并联补偿高抗对于电力系统次同步振荡的影响。最后探讨了不同并联高抗值对于轴系扭振模式的影响, 结合 PSCAD 仿真软件, 在 10 机 39 节点系统进行仿真验证。结果表明: 并联补偿高抗的参与在一定程度上使得系统发生次同步振荡的可能性变大, 与此同时补偿高抗值的减小也会增强系统的阻尼。

关键词: 次同步振荡; 并联补偿高抗; 模态分析; 轴系扭振; 电力系统仿真

Analysis of sub-synchronous oscillation of power system with shunt reactors

ZHANG Hang¹, TENG Yufei², WANG Xiaoru¹, ZHONG Rui¹

(1. School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

2. State Grid Sichuan Electrical Power Research Institute, Chengdu 610072, China)

Abstract: In recent years, with the widespread application of reactive power compensation equipment in power system, the issue of sub-synchronous oscillation brought by the reactive compensation equipment has been increasingly emerging. Based on the first IEEE standard system model for sub-synchronous resonance, this paper provides the power system's model with shunt reactors, and the small signal model of the whole system is obtained. In addition, the eigenvalue analysis method is used to demonstrate the influence of shunt reactors on sub-synchronous oscillation in power system. It also discusses the effect of different shunt reactors values on the torsional vibration mode of the shaft system. As a result, the 10-generator 39-bus system of PSCAD simulation software is used to verify that the existence of shunt reactors makes the power system more likely generate sub-synchronous oscillations. Meanwhile, the reduction of shunt reactors value will increase the damping of the system.

This work is supported by Sichuan Major Research & Development Project (No. 2017GZ0054).

Key words: sub-synchronous oscillation; shunt reactors; modal analysis; shaft torsional vibration; power system simulation

0 引言

电力系统串联补偿技术就是通过串联电容补偿线路感抗以减少线路压降和功率角, 从而提高线路的输送功率和承载能力, 增强电网的稳定性。然而, 带来这些好处的同时, 这些串联电容器也增加了电力系统与汽轮发电机转子扭转系统之间相互作用的风险。这个问题被称为次同步谐振 (Subsynchronous Resonance, SSR) 或次同步振荡 (Subsynchronous Oscillation, SSO)^[1]。次同步谐振是

指运行的电力系统出现的一种非正常状态, 即: 在这种状态下, 电气系统与汽轮发电机组以低于系统同步频率的某个或多个振荡频率进行大量的能量交换, 从而危害汽轮发电机轴系安全的动态过程。次同步振荡比次同步谐振所包含的范围要大一些, 它在更广的区域内研究机电耦合系统的相互作用, 如汽轮发电机组和诸如 HVDC、PSS、无功补偿装置以及 FACTS 装置等电气设备之间的相互作用。

并联补偿电抗器作为一种常用的感性无功补偿装置, 其主要作用是平衡线路无功功率以及抑制工频暂态过电压和潜供电容电流。由于长距离输电线路中存在大量的串补电容, 势必给系统带来过多

的容性无功功率,因此,必须进行感性无功补偿。感性无功补偿原则是分层就地平衡,在变电所装设高、低压并联电抗器,以便对电压进行控制,提高电网运行的可靠性和经济性。

文献[2]结合经典线性最优控制理论和次时间最优控制的加权矩阵方法,设计了抑制次同步振荡的励磁和静止同步串联补偿器的协调阻尼控制器,并与传统控制器进行对比,有较好的控制效果。文献[3]建立了可控串补的数学模型,推导出可控串补的复频域等效端口导纳矩阵,并且用复频域扫描法分析了其对电力系统次同步谐振的影响。文献[4]提出了一种可以结合频率扫描法与特征值法两种方法各自优势的混合算法,用于分析交流系统中由串补引起的次同步谐振问题。文献[5]从特征值分析方法出发,分析了电力网侧开关站选址、串补设置等对电力系统次同步振荡的影响,并提出相应的规划方案。文献[6]研究了能抑制汽轮机次同步谐振的可控串补与固定串补组合方案。文献[7]用龙格-库塔4法(R-K4)改进了现有的阻尼绕组电流观测器,并在IEEE次同步谐振第一标准系统上证明了观测器的有效性。文献[8]分析了不同输送距离和不同装机容量下火电基地所需的固定串补比例配置与其输电能力的大小,并且结合特征值分析方法,评估了引发次同步谐振的风险。以上研究成果针对的均为单电厂经简单串补线路送出的输电系统,分析中未考虑实际远距离含串补的线路中存在的并联补偿高抗。因此,对于并联补偿高抗对电力系统次同步振荡的影响还亟需研究。

本文通过引入并联补偿高抗,基于IEEE SSR第一标准测试系统^[9],建立了全系统的小信号模型^[10],之后依次合理分配并联补偿高抗的阻抗值,获得了轴系扭振的特征根,并对各个振荡模式进行分析,得出了相关规律。

1 单机无穷大系统数学模型

考虑在串补线路上并联补偿高抗的单机无穷大系统如图1所示。同步发电机的转子轴与汽轮机和励磁机相连,发电机的定子绕组通过输电线路连接电压和频率恒定的无穷大母线,输电线路包含并联电抗器、变压器、电缆和串补电容。

1.1 发电机转子轴系方程

典型的大型汽轮发电机组轴系结构^[11]如图2所示,包括高压缸HP、中压缸IP、低压缸LPA、低压缸LPB、发电机GEN和励磁机EXC六个质量块。根据胡克定律和牛顿第二力学定律,可以列出轴系的运动方程如式(1)所示^[12]。

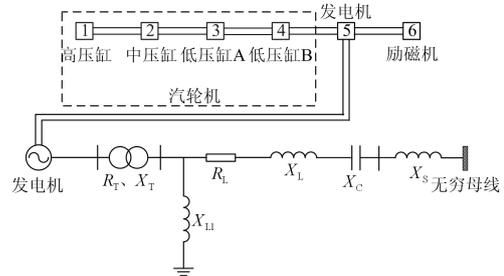


图1 研究系统的模型

Fig. 1 Circuit diagram of the study system

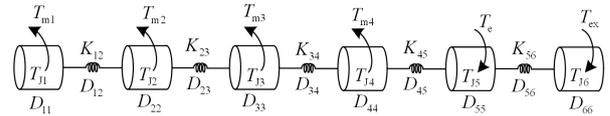


图2 汽轮发电机组轴系六质量块模型

Fig. 2 Turbine-generator six-mass shaft system

$$\begin{cases} \frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0 \\ \frac{d\omega}{dt} = M^{-1}(T - K\delta - D\omega) \end{cases} \quad (1)$$

式中,

$\omega = [\omega_1, \omega_2, \omega_3, \omega_4, \omega_5, \omega_6]^T$, ω_i 为质量块 i 的电气角速度,单位为 rad/s, $i = 1, 2, \dots, 6$ 。

$\delta = [\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4, \delta_5, \delta_6]^T$, δ_i 为质量块 i 的电气角位移,单位为 rad, $i = 1, 2, \dots, 6$; 其中 δ_5 和 ω_5 分别为发电机转子的电气角位移和角速度。

$\omega_0 = [\omega_0, \omega_0, \dots, \omega_0]^T$, ω_0 为稳定状态下发电机转子的角速度。

$M = \text{diag}(M_1, M_2, M_3, M_4, M_5, M_6)$, 为轴系各个质量块的惯性时间常数,单位为 s, 其定义为 $M_i = J_i \omega_{0mi}^2 / S_B$, $i = 1, 2, \dots, 6$; 式中, J_i 为第 i 个质量块的机械转动惯量,单位为 $\text{kg} \cdot \text{m}^2$ 。 ω_{0mi} 为第 i 个质量块的额定机械角速度,单位为 rad/s。 S_B 为系统容量的基准值,单位为 VA。有些文献中用符号 H_i 表示质量块的惯性时间常数, M_i 与 H_i 之间的关系为 $M_i = 2H_i$ 。

$T = [T_1, T_2, T_3, T_4, T_5, T_6]^T$, T_i 为质量块 i 上的转矩, 其中, $T_5 = -T_c$, T_c 为发电机的电气转矩, $i = 1, 2, \dots, 6$ 。

$$D = \begin{bmatrix} D_{11} + D_{12} & -D_{12} & & & & \\ -D_{12} & \dots & & & & \\ & \dots & D_{i-1,i} + D_{ii} + D_{i,i+1} & -D_{i,i+1} & & \\ & & -D_{i,i+1} & \dots & & \\ & & & \dots & D_{56} + D_{66} & \end{bmatrix}$$

为轴系的阻尼矩阵, 其中, D_{ii} 为轴系各质量块的自阻尼系数, $D_{i,i+1}$ 为相邻质量块 i 和 $i+1$ 之间的互阻尼系数, $i=1,2,\dots,6$ 。

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_{12} & -K_{12} & & & & \\ -K_{12} & \dots & & & & \\ & \dots & K_{i-1,i} + K_{i,i+1} & -K_{i,i+1} & & \\ & & -K_{i,i+1} & \dots & \dots & \\ & & & \dots & \dots & K_{56} \end{bmatrix}$$

为轴系的弹性系数矩阵, 其中 $K_{i,i+1}$ 为相邻质量块 i 和 $i+1$ 之间的弹性系数。

1.2 汽轮机及调速系统方程

图3中, 1为高压缸调节汽室, 2为再热器, 3为中压缸与低压缸之间的跨接管, 4为高压缸, 5为中压缸, 6为低压缸; P_m 为汽轮机输出机械功率; μ 为汽门开度; 蒸汽由控制阀汽室和进气管进入高压缸汽室需要的时间用 T_{CH} 表示, 再热器对应的时间常数用 T_{RH} 表示, 跨接管对应的时间常数用 T_{CO} 表示。图3所示汽轮机的数学模型如式(2)所示。

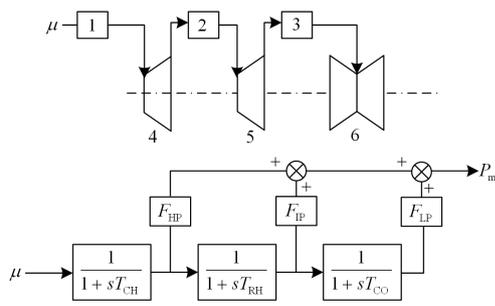
$$\begin{cases} pT_1 = \frac{F_{HP}}{T_{CH}} \mu - \frac{1}{T_{CH}} T_1 \\ pT_2 = \frac{F_{IP}}{F_{HP} T_{RH}} T_1 - \frac{1}{T_{RH}} T_2 \\ pT_3 = \frac{F_{LP}}{2F_{IP} T_{CO}} T_2 - \frac{1}{T_{CO}} T_3 \\ T_4 = T_3 \end{cases} \quad (2)$$


图3 汽轮机数学模型

Fig. 3 Turbine mathematical model

为简单起见, 忽略传统调速器自带的限幅环节^[13], 其传递函数如图4所示。图中 α 表示速度继电器的位置, μ 对应于汽门的开度, 图4所示调速器的动态方程如式(3)所示。

$$\begin{cases} p\alpha = \frac{K_G}{T_{SR}} (\omega_{ref} - \omega) - \frac{1}{T_{SR}} \alpha \\ p\mu = \frac{1}{T_{SM}} \alpha - \frac{1}{T_{SM}} \mu \end{cases} \quad (3)$$

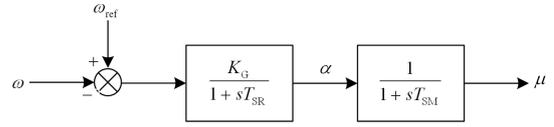


图4 调速器的传递函数框图

Fig. 4 Governor transfer function diagram

1.3 同步发电机方程

同步发电机转子具有三个等值阻尼绕组 D 、 g 、 Q , 转子 d 轴和 q 轴上各有两个绕组, 分别为 f 、 D 和 g 、 Q , 其中绕组 f 为励磁绕组。由于正常运行系统三相对称, 因此不考虑零轴分量, 同时认为 d 轴和 q 轴上各绕组之间的互感相等, 分别等于 X_{ad} 和 X_{aq} , 可以得到如式(4)、式(5)所示动态方程。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} u_d \\ u_f \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_a & 0 & 0 \\ 0 & R_f & 0 \\ 0 & 0 & R_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} p\psi_d \\ p\psi_f \\ p\psi_D \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \omega\psi_q \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} u_q \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_a & 0 & 0 \\ 0 & R_g & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_q \\ i_g \\ i_Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} p\psi_q \\ p\psi_g \\ p\psi_Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega\psi_d \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (4)$$

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_f \\ \psi_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_d & x_{ad} & x_{ad} \\ x_{ad} & x_f & x_{ad} \\ x_{ad} & x_{ad} & x_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \psi_q \\ \psi_g \\ \psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_q & x_{aq} & x_{aq} \\ x_{aq} & x_g & x_{aq} \\ x_{aq} & x_{aq} & x_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_q \\ i_g \\ i_Q \end{bmatrix} \end{cases} \quad (5)$$

设所研同步发电机的极对数为 1, 则其电气转矩方程为

$$T_e = i_q \psi_d - i_d \psi_q \quad (6)$$

1.4 励磁调节系统方程

同步发电机的励磁调节系统具有很多种形式, 典型的励磁结构为三阶模型。本文对此模型做进一步简化, 除了忽略掉其中的限幅环节以外, 也略去了时间常数很小的测量环节, 传递函数如图5所示。

$$\begin{cases} pu_R = -\frac{K_A}{T_A} u_t - \frac{1}{T_A} u_R \\ pE_{fd} = \frac{1}{T_E} u_R - \frac{1}{T_E} E_{fd} \end{cases} \quad (7)$$

式中, 发电机的端电压 u_t 与 u_d 和 u_q 增量之间的关系如式(8)所示。

$$\Delta u_t = \frac{u_{d0}}{u_{t0}} \Delta u_d + \frac{u_{q0}}{u_{t0}} \Delta u_q \quad (8)$$

E_{fd} 为励磁机输出, 该输出与励磁电压 u_f 之间的关系如式(9)所示。

$$\Delta E_{fd} = \frac{X_{ad}}{R_f} \Delta u_f \quad (9)$$

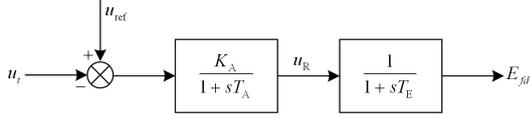


图 5 可控硅励磁调节系统传递函数框图

Fig. 5 SCR excitation transfer system transfer function diagram

1.5 与发电机相连的外电路方程

1.5.1 串联电容方程

含有串联电容器的输电线路如图 6 所示, 其相量方程如式(10)所示。

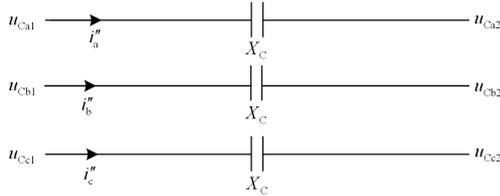


图 6 串联电容支路

Fig. 6 Series capacitor branch

$$\begin{cases} C \cdot pu_{Ca} = i_a'' \\ C \cdot pu_{Cb} = i_b'' \\ C \cdot pu_{Cc} = i_c'' \end{cases} \quad (10)$$

1.5.2 并联高抗方程

并联电抗器一般安装于高压输电线路两侧, 其中并联高抗安装于三绕组变压器的高压侧, 用于实现系统无功功率平衡和限制线路空载过电压, 其接线形式如图 7 所示, 相量方程如式(11)所示。

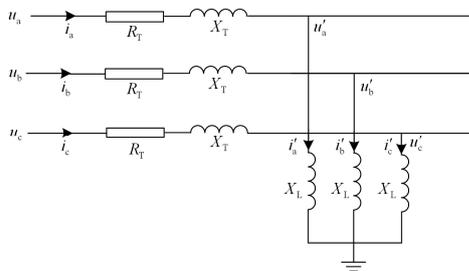


图 7 并联高抗支路

Fig. 7 Shunt reactors branch

$$\begin{cases} L \cdot pi'_a = u'_a \\ L \cdot pi'_b = u'_b \\ L \cdot pi'_c = u'_c \end{cases} \quad (11)$$

式(1)一式(11)组成了一个由 29 个一阶线性微分方程构成的微分方程组, 它描绘出了图 1 所示含有

并联补偿高抗和固定串联电容补偿的单机无穷大系统的全部动态行为。

2 考虑高抗并入电网的次同步振荡和轴系扭振特性分析

2.1 小信号模型

联立式(1)一式(11), 得到考虑并联补偿高抗的单机无穷大系统小信号数学模型, 如式(12)所示^[14]。

$$\Delta \dot{x} = A \Delta x \quad (12)$$

其中由 29 个状态量组成的状态向量为

$$\Delta x = \begin{bmatrix} \Delta \omega_1, \Delta \omega_2, \Delta \omega_3, \Delta \omega_4, \Delta \omega_5, \Delta \omega_6, \\ \Delta \delta_1, \Delta \delta_2, \Delta \delta_3, \Delta \delta_4, \Delta \delta_5, \Delta \delta_6, \\ \Delta T_1, \Delta T_2, \Delta T_3, \Delta \alpha, \Delta \mu, \Delta i_d, \Delta i_f, \\ \Delta i_D, \Delta i_q, \Delta i_g, \Delta i_Q, \Delta u_R, \Delta E_{fd}, \\ \Delta u_{Cd}, \Delta u_{Cq}, \Delta i'_d, \Delta i'_q \end{bmatrix} \quad (13)$$

2.2 模态分析

使用特征根分析法, 对图 1 所示系统进行轴系扭振特征分析, 系统的初始运行条件如式(14)所示。

$$u_i = 1.05 \angle 20^\circ, u_0 = 1 \angle 0^\circ \quad (14)$$

将剩余系统参数^[15]代入系统方程, 可得到式(12)所示全系统线性化状态方程, 对其进行特征值^[16]求解, 除了非轴系振荡模式外, 表 1、表 2 分别记录了不加并联高抗以及考虑并联高抗接入系统后的各个振荡模式特征根、振荡频率以及阻尼比。表 3、表 4 给出了两种状态下 5 种模态的相关因子, 其中粗体数据表示相应的状态变量在该振荡模式中起主导作用。

轴系固有振荡频率可以通过 $\omega = 2\pi f$ 求得。对比表 1 和表 2 可知, 两种状态下模态 1—模态 5 的振荡频率均为 47.46 Hz、32.32 Hz、25.56 Hz、20.22 Hz 和 15.76 Hz。对比表 3 和表 4 可知, 两种状态下, 中压缸轴段(IP)、低压缸 B 轴段(LPB)、高压缸轴段(HP)、励磁机轴段(EXC)和发电机轴段(GEN)的转角 ($\Delta \delta_i$) 和转速 ($\Delta \omega_i$) 均是对模态 1—模态 5 起主导作用的状态变量, 可见, 模态 1—模态 5 是同步机组轴系的固有振荡模式, 电气系统参数的变化对其影响较小。综上所述, 并联补偿高抗对于火电机组轴系振荡频率以及主导各振荡模态的相关因子都不会产生影响。但是, 特征根的分析结果表明, 随着并联补偿高抗的引入, 轴系扭振的不稳定性^[17-18]在不同的模态间发生了转移^[19], 使得在模态 1 引入了正阻尼, 而在模态 2 引入了负阻尼, 很大可能会激起该模式下的次同步振荡, 造成机械故障^[20-21]。对于其余模式只影响了阻尼比的大小, 可以直观地看出, 在不改变系统其他参数的情况下, 并联高抗的引入, 会增大 25.56 Hz、20.22 Hz 以及 15.76 Hz 扭振模式的阻尼, 具体规律由下节给出。

表 1 不考虑并联补偿高抗系统特征根分析

Table 1 Eigenvalues of power system without considering shunt reactors

模态	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比
1	$2.29 \times 10^{-5} \pm 298.18i$	47.46	-7.69×10^{-6}
2	$-1.58 \times 10^{-2} \pm 203.06i$	32.32	7.80×10^{-3}
3	$-2.45 \times 10^{-2} \pm 160.62i$	25.56	1.52×10^{-2}
4	$-6.88 \times 10^{-3} \pm 127.03i$	20.22	5.42×10^{-3}
5	$-0.07 \pm 99.05i$	15.76	7.39×10^{-2}

表 2 考虑并联补偿电抗系统特征根分析

Table 2 Eigenvalues of power system with considering shunt reactors

模态	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比
1	$-2.71 \times 10^{-5} \pm 298.18i$	47.46	9.10×10^{-6}
2	$9.31 \times 10^{-1} \pm 203.09i$	32.32	-0.46
3	$-9.29 \times 10^{-2} \pm 160.67i$	25.56	5.78×10^{-2}
4	$-1.80 \times 10^{-2} \pm 127.04i$	20.22	1.42×10^{-2}
5	$-0.1616 \pm 99.08i$	15.76	0.16

表 3 不考虑并联补偿电抗系统各振荡模式相关因子

Table 3 Participation factors of torsional modes without considering shunt reactors

状态 变量	相关因子				
	模态 1	模态 2	模态 3	模态 4	模态 5
$\Delta\omega_1$	0.128 2	0.022 6	0.243 4	0.014 8	0.074 6
$\Delta\omega_2$	0.346 3	1.05×10^{-4}	0.047 5	0.008 6	0.070 2
$\Delta\omega_3$	0.024 5	0.071 1	0.119 9	0.002 5	0.131 8
$\Delta\omega_4$	8.77×10^{-4}	0.292 4	0.020 3	0.018 2	0.015 5
$\Delta\omega_5$	3.84×10^{-5}	0.113 2	0.063 5	0.015 9	0.161 6
$\Delta\omega_6$	6.79×10^{-8}	0.001 6	0.005 8	0.440 0	0.046 8
$\Delta\delta_1$	0.128 2	0.022 6	0.243 4	0.014 8	0.074 6
$\Delta\delta_2$	0.346 3	1.05×10^{-4}	0.047 5	0.008 6	0.070 2
$\Delta\delta_3$	0.024 5	0.071 1	0.119 9	0.002 5	0.131 8
$\Delta\delta_4$	8.77×10^{-4}	0.292 4	0.020 3	0.018 2	0.015 5
$\Delta\delta_5$	3.84×10^{-5}	0.113 2	0.063 5	0.015 9	0.161 6
$\Delta\delta_6$	6.79×10^{-8}	0.001 6	0.005 8	0.440 0	0.046 8
ΔT_1	2.06×10^{-10}	2.18×10^{-8}	1.37×10^{-7}	4.23×10^{-8}	8.34×10^{-7}
ΔT_2	1.09×10^{-3}	7.16×10^{-13}	3.60×10^{-11}	2.48×10^{-11}	7.83×10^{-10}
ΔT_3	1.42×10^{-16}	1.61×10^{-13}	9.01×10^{-13}	3.13×10^{-13}	1.29×10^{-11}
$\Delta\alpha$	2.06×10^{-10}	2.18×10^{-8}	1.37×10^{-7}	4.32×10^{-8}	8.34×10^{-7}
$\Delta\mu$	2.06×10^{-10}	2.18×10^{-8}	1.37×10^{-7}	4.32×10^{-8}	8.34×10^{-7}
Δi_d	2.19×10^{-7}	0.003 2	0.001 5	4.19×10^{-4}	0.005 8
Δi_f	9.65×10^{-9}	2.10×10^{-4}	1.34×10^{-4}	4.96×10^{-5}	8.55×10^{-4}
Δi_D	1.89×10^{-7}	0.002 6	0.001 2	3.77×10^{-4}	0.005 6
Δi_q	1.18×10^{-7}	8.58×10^{-4}	2.48×10^{-4}	4.78×10^{-5}	4.50×10^{-4}
Δi_g	4.08×10^{-8}	3.07×10^{-4}	8.96×10^{-5}	1.71×10^{-5}	1.58×10^{-4}
Δi_Q	4.13×10^{-8}	2.79×10^{-4}	7.91×10^{-5}	1.50×10^{-5}	1.40×10^{-4}
Δu_R	8.30×10^{-11}	2.11×10^{-6}	1.59×10^{-6}	7.16×10^{-7}	1.48×10^{-5}
ΔE_{fd}	4.48×10^{-11}	8.85×10^{-7}	5.71×10^{-7}	2.24×10^{-7}	4.10×10^{-6}
Δu_{Cd}	3.59×10^{-7}	6.23×10^{-4}	1.18×10^{-4}	1.67×10^{-5}	1.22×10^{-4}
Δu_{Cq}	3.16×10^{-7}	6.43×10^{-4}	1.45×10^{-4}	2.49×10^{-5}	2.25×10^{-4}

表 4 考虑并联电抗各振荡模式相关因子

Table 4 Participation factors of torsional modes with considering shunt reactors

状态 变量	振荡模式				
	模态 1	模态 2	模态 3	模态 4	模态 5
$\Delta\omega_1$	0.128 2	0.023 3	0.244 1	0.015 0	0.074 7
$\Delta\omega_2$	0.346 3	8.55×10^{-5}	0.047 3	0.008 7	0.070 1
$\Delta\omega_3$	0.024 5	0.072 4	0.121 7	0.002 6	0.131 1
$\Delta\omega_4$	8.78×10^{-4}	0.288 7	0.019 3	0.018 5	0.015 9
$\Delta\omega_5$	3.86×10^{-5}	0.103 8	0.064 7	0.016 2	0.162 3
$\Delta\omega_6$	6.84×10^{-8}	0.001 5	0.005 8	0.439 3	0.047 4
$\Delta\delta_1$	0.128 2	0.023 3	0.244 1	0.015 0	0.074 7
$\Delta\delta_2$	0.346 3	8.55×10^{-5}	0.047 3	0.008 7	0.070 1
$\Delta\delta_3$	0.024 5	0.072 4	0.121 7	0.002 6	0.131 1
$\Delta\delta_4$	8.78×10^{-4}	0.288 7	0.019 3	0.018 5	0.015 9
$\Delta\delta_5$	3.86×10^{-5}	0.103 8	0.064 7	0.016 2	0.162 3
$\Delta\delta_6$	6.84×10^{-8}	0.001 5	0.005 8	0.439 3	0.047 4
ΔT_1	1.24×10^{-9}	1.28×10^{-7}	8.23×10^{-7}	2.61×10^{-7}	4.93×10^{-6}
ΔT_2	1.14×10^{-12}	6.35×10^{-12}	3.78×10^{-10}	2.62×10^{-10}	8.10×10^{-9}
ΔT_3	1.49×10^{-15}	1.61×10^{-12}	9.45×10^{-12}	3.32×10^{-12}	1.32×10^{-10}
$\Delta\alpha$	1.24×10^{-9}	1.28×10^{-7}	8.23×10^{-7}	2.61×10^{-7}	4.93×10^{-6}
$\Delta\mu$	1.24×10^{-9}	1.29×10^{-7}	8.25×10^{-7}	2.62×10^{-7}	4.95×10^{-6}
Δi_d	8.95×10^{-8}	0.086 3	0.007 0	8.32×10^{-4}	0.007 4
Δi_f	1.65×10^{-8}	0.010 3	9.79×10^{-14}	1.47×10^{-4}	0.001 8
Δi_D	8.04×10^{-8}	0.054 5	0.004 7	5.92×10^{-4}	0.005 6
Δi_q	3.24×10^{-8}	0.075 2	0.006 2	7.43×10^{-4}	0.006 7
Δi_g	1.75×10^{-8}	0.014 7	0.001 4	1.78×10^{-4}	0.001 7
Δi_Q	4.11×10^{-8}	0.034 6	0.003 2	4.24×10^{-4}	0.004 1
Δu_R	4.59×10^{-12}	4.90×10^{-6}	6.68×10^{-7}	1.61×10^{-7}	2.79×10^{-6}
ΔE_{fd}	2.48×10^{-12}	2.05×10^{-6}	2.41×10^{-7}	5.05×10^{-8}	7.70×10^{-7}
Δu_{Cd}	1.25×10^{-7}	0.033 8	0.001 1	7.61×10^{-5}	4.16×10^{-4}
Δu_{Cq}	1.06×10^{-7}	0.032 9	0.001 2	9.17×10^{-5}	5.63×10^{-4}
$\Delta i'_d$	2.57×10^{-7}	0.004 9	5.87×10^{-5}	4.49×10^{-6}	3.91×10^{-5}
$\Delta i'_q$	2.94×10^{-7}	0.006 3	1.25×10^{-4}	1.11×10^{-5}	7.06×10^{-5}

3 并联高抗值的变化对轴系扭振模式的影响

定义输电线路的并联补偿度为

$$k_{\text{par}} = \frac{X_L}{X_C} \quad (15)$$

式中： X_C 为串补电容等效电抗； X_L 为并联补偿高抗等效电抗。保持其他参数不变，改变系统并联补偿度，观察 47.46 Hz、32.32 Hz、25.56 Hz、20.22 Hz、15.76 Hz 5 个扭振模式的特征根变化趋势以及阻尼比的变化情况，如图 8—图 10 所示。图 11、图 12 所示为非轴系振荡模式随并补变化的过程。

如图 8 所示，选择 32.22 Hz 的扭振模式进行分析。随着并联补偿度的减小，特征根的虚部基本不发生变化，也即当故障发生后引起轴系次同步振荡的频率不会改变，但特征根的实部会向左半平面移动。当补偿度 k_{par} 从 1.5 变到 1 时，该模式特征根实部从坐标轴右半平面跃变到左半平面，经过了从不

稳定到稳定的变化过程。图 9 为各个扭振模式特征根迹变化的细节图，具体变化趋势与上述一致。

图 10 所示为 5 种模态下阻尼比的变化轨迹，以 32.22 Hz 扭振模式为例，当 k_{par} 从 2 减小到 0.001 时，系统阻尼逐渐增大，特征根趋于稳定，当阻尼比为正后，系统小干扰稳定。其余扭振模式阻尼的变化与上述一致，因此不再赘述。

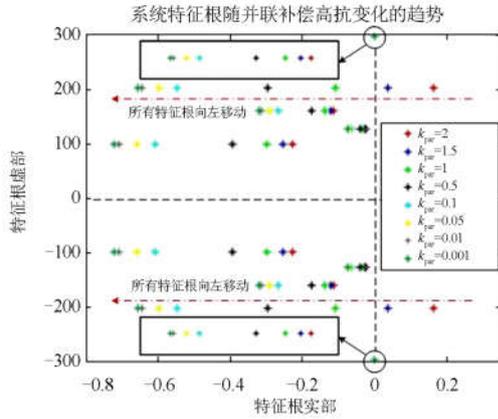
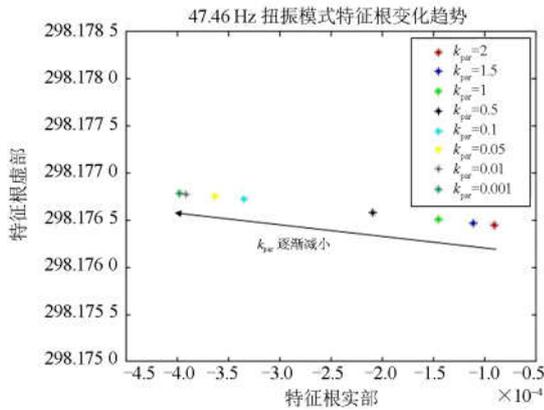
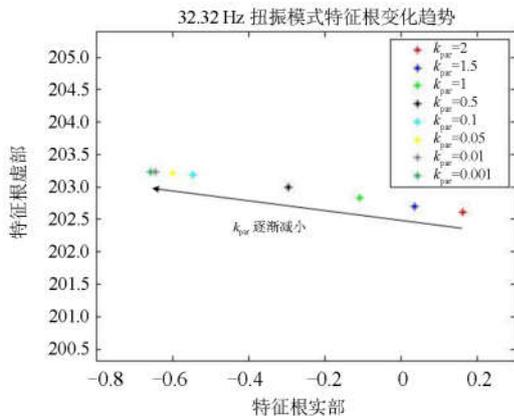


图 8 特征根随并联补偿度变化的趋势

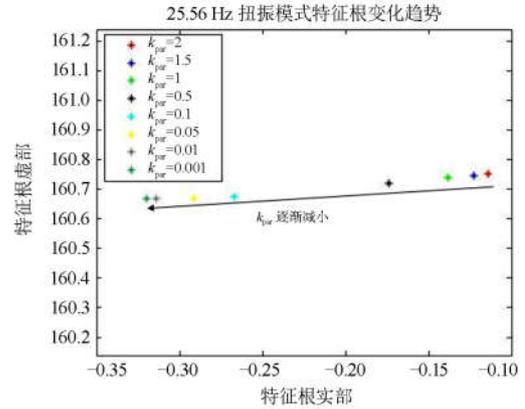
Fig. 8 Tendency of eigenvalues changing with k_{par}



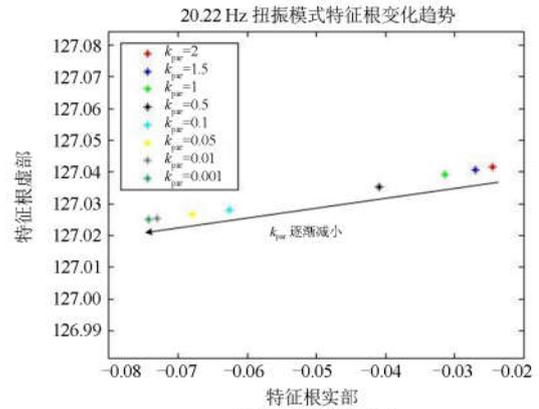
(a) 轴系扭振模式 1



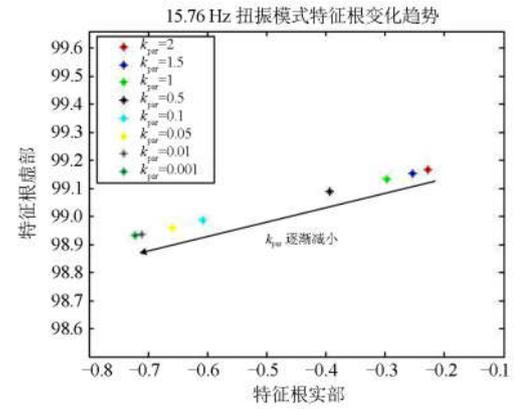
(b) 轴系扭振模式 2



(c) 轴系扭振模式 3



(d) 轴系扭振模式 4



(e) 轴系扭振模式 5

图 9 扭振模式特征根随并联补偿高抗变化趋势

Fig. 9 Tendency of torsional mode eigenvalues changing with X_L

除了轴系振荡模式以外，与串联补偿电容和并联补偿高抗共同作用相关的特征根也随着高抗的变化而变化，与该模式有关的状态变量分别为 Δu_{Cd} 、 Δu_{Cq} 、 $\Delta i'_d$ 以及 $\Delta i'_q$ 。从图 11、图 12 所示易知，当 k_{par} 逐渐减小时，该模式的振荡频率也相应变小，但是这种变化不会一直持续下去，当 $k_{par} < 0.001$ 后，振荡频率趋于一稳定值。

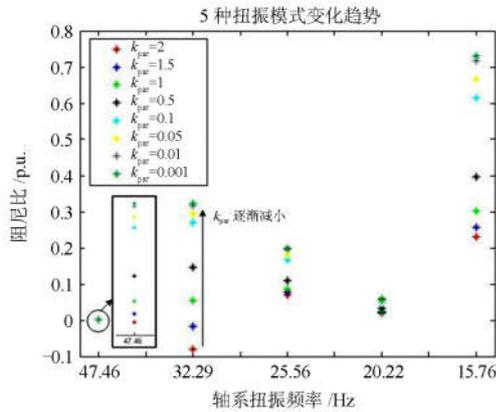


图 10 扭振模式阻尼比随并联补偿电抗变化的趋势

Fig. 10 Tendency of damping ratios of the torsional modes changing with X_L

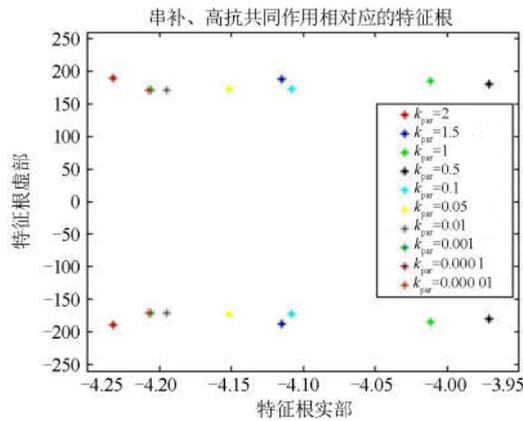


图 11 串补、高抗共同作用对应的特征根随并联补偿高抗变化的趋势

Fig. 11 Tendency of eigenvalues related to X_C and X_L changing with k_{par}

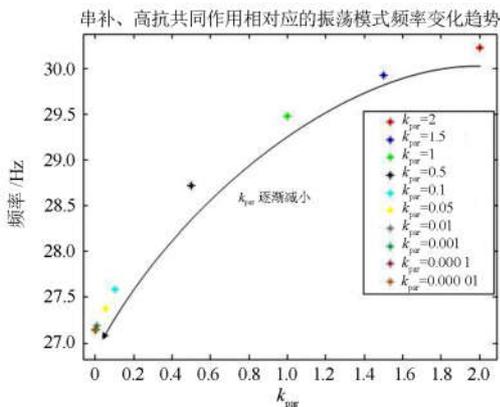


图 12 串补、高抗共同作用对应的振荡模式频率随并联补偿高抗变化的趋势

Fig. 12 Tendency of oscillation frequency related to X_C and X_L changing with k_{par}

4 仿真分析与验证

为了进一步验证本文理论推导的正确性, 采用 PSCAD 软件搭建 10 机 39 节点系统进行仿真分析。其中选取 9 号机作为待研究发电机, 轴系选用 6 质量块弹性模型。原 10 机 39 节点系统接线如图 13 所示。

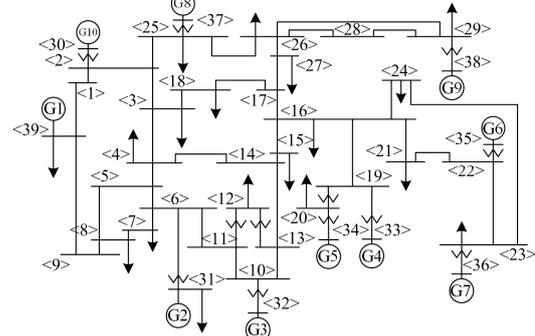


图 13 10 机 39 节点系统接线图

Fig. 13 10-generator 39-bus system

当 26-29 线路上串联值为 $17.22 \mu\text{F}$ 的电容时, 改变并联在串补线路上的高抗值, 采用测试信号法^[22-23], 分别计算发电机在不同补偿高抗下的电气阻尼系数^[24]。步骤如下。

1) 在系统的稳定运行点, 给发电机转子上施加一系列频率为整数倍的小值脉动转矩。本算例为了使扰动对于每个频段都产生影响, 所以选择在被研发转子上同时施加 5~59.5 Hz、每 0.5 Hz 递增的 110 个小值脉动转矩。

2) 施加脉动转矩后仿真 40 s, 截取稳定输出后一个公共周期内的发电机电磁转矩 T_e 和角频率增量 $\Delta\omega$ 。

3) 对上述两个量进行傅里叶分解, 得出不同频率下的 ΔT_e 和 $\Delta\omega$, 求出 $\Delta T_e / \Delta\omega$, 求出电气阻尼转矩系数 $D_e(f)$, 如图 14 所示。

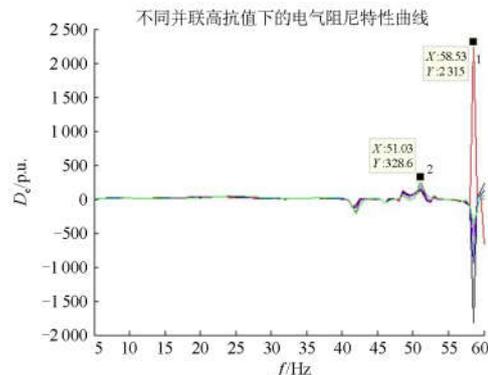


图 14 不同并联高抗值下的电气阻尼特性曲线

Fig. 14 Electrical damping characteristic curve under different parallel reactance value

选取图 14 所标示的 2 个点进行放大观测, 如图 15 所示。

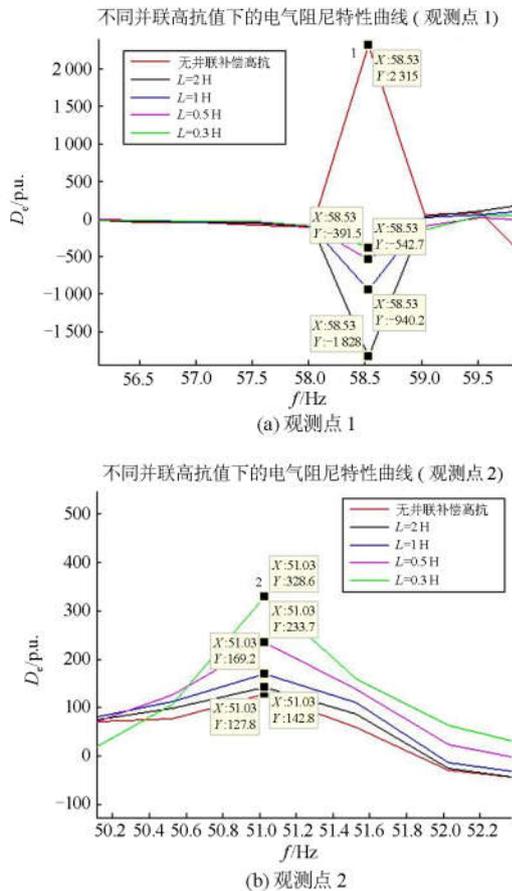


图 15 电气阻尼特性曲线细节图

Fig. 15 Details of electrical damping characteristic curve

由图 14、图 15 可以看出, 当系统从无并联补偿高抗到有, 再到并联的补偿高抗值依次递减, 对于系统在整个次同步振荡频段 ($f < 60$ Hz) 范围内的两个观测点, 观测点一在无并联补偿高抗时表现为具有负实部的稳定的特征根, 当存在并联高抗并且其值依次递减时, 该模式特征根的实部从左半平面突变至右半平面, 并且随着高抗值的减小特征根逐渐向稳定的方向移动。观测点二在无并联补偿高抗时表现为振荡频率为 51.03 Hz 并且稳定的模式, 当高抗值逐渐减小时, 此模式下的特征根均向阻尼增大的方向移动。上述两条结论与第 2、3 节的理论推导是相吻合的。由仿真可以看出, 当系统发生故障时, 有并联补偿高抗的系统引发 SSR 的可能性相对较大^[25]。

5 结论

本文研究了考虑并联补偿高抗接入电网对电力系统次同步振荡的影响。基于次同步谐振第一标

准系统, 从各个电气部分的数学模型出发, 推导建立了含并联补偿高抗的单机无穷大系统的小信号模型。针对并联高抗 X_L 阻抗值的变化, 研究了其对电力系统次同步振荡的影响, 并与只含串联补偿电容的系统进行对比, 通过电力系统仿真实验, 得出以下结论。

1) 当系统在含串补的线路上并联补偿高抗, 相对于只含串补的系统, 由于引入了新的、可以与串补电容相互作用产生谐振的动态元件, 会改变原先的谐振特性, 具体在 2、3 节的理论分析中体现了并联补偿高抗的引入使得轴系扭振的不稳定性在不同的模态间发生了转移。假设系统在某组参数下, 刚好可以避免轴系 5 种模态次同步振荡的发生, 但是, 由于引入了并联补偿高抗, 改变了谐振点, 有可能会造成原本稳定的系统变得不稳定, 第 4 节的仿真分析也验证了这种可能性。

2) 在含有并联补偿高抗的情况下, 当 k_{par} 发生变化时, 5 个有关轴系振荡模式的特征根随之变化。这种变化保持特征根虚部不变, 也就是不改变振荡频率的大小, 但对于实部, 随着 k_{par} 的逐渐减小, 特征根实部向实轴左半平面移动, 系统的阻尼也逐渐增强。从该角度分析, 补偿高抗的引入对于增大系统次同步振荡的阻尼是有益的。

3) 并联补偿高抗的引入, 对于非轴系扭振, 如与串补和并联补偿高抗有关的振荡模式也会产生影响, 随着 k_{par} 的逐渐减小, 该模式的振荡频率也渐渐降低并趋于一稳定值。

参考文献

- [1] 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.
- [2] 鹿建成, 李啸骢, 黄维, 等. 基于 SSSC 和励磁协调抑制次同步振荡的线性最优控制器设计[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(1): 21-27. LU Jiancheng, LI Xiaocong, HUANG Wei, et al. Linear optimal controller of static series synchronous compensator and excitation to suppress sub-synchronous oscillation[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(1): 21-27.
- [3] 江振华, 程时杰, 傅予力, 等. 含有可控串联补偿电容的电力系统次同步谐振的研究[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(6): 47-52.

- JIANG Zhenhua, CHENG Shijie, FU Yuli, et al. Analysis of subsynchronous resonance of power system with TCSC[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(6): 47-52.
- [4] 李海峰, 刘崇茹, 韩民晓. 基于频率扫描法与特征值法的交流系统串补引起的次同步谐振分析[J]. 电网技术, 2012, 36(5): 107-112.
- LI Haifeng, LIU Chongru, HAN Minxiao. Analysis on subsynchronous resonance caused by series compensation in AC system based on frequency-scanning and eigenvalue[J]. Power System Technology, 2012, 36(5): 107-112.
- [5] 李晨, 孙海顺, 朱鑫要, 等. 降低次同步谐振风险的大型火电基地经串补线路送出规划和运行方案[J]. 电网技术, 2014, 38(1): 113-119.
- LI Chen, SUN Haishun, ZHU Xinyao, et al. Planning and operation schemes for reducing SSR risk of outward power transmission of large-scale thermal generation bases via transmission line with series compensation[J]. Power System Technology, 2014, 38(1): 113-119.
- [6] 白菲菲, 和鹏, 张鹏, 等. 抑制次同步谐振的串补方案仿真研究[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(19): 121-125.
- BAI Feifei, HE Peng, ZHANG Peng, et al. Simulation research on series compensation schemes for damping subsynchronous resonance[J]. Power System Protection and Control, 2011, 39(19): 121-125.
- [7] 吴楠, 李尚盛, 查晓明. 改进的同步电机阻尼绕组电流观测器[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(1): 67-72.
- WU Nan, LI Shangsheng, ZHA Xiaoming. Improved synchronous generator damper current observer[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(1): 67-72.
- [8] 刘世宇, 谢小荣, 王仲鸿. 我国火电基地串补输电系统的次同步谐振问题[J]. 电网技术, 2008, 32(1): 5-8.
- LIU Shiyu, XIE Xiaorong, WANG Zhonghong. SSR problem in compensated transmission system of thermal power bases in China[J]. Power System Technology, 2008, 32(1): 5-8.
- [9] 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): 1565-1672.
- [10] 程时杰, 曹一家, 江全元. 电力系统次同步振荡的理论与方法[M]. 北京: 科学出版社, 2009.
- [11] 陈大宇, 赵永林, 刘全, 等. 上都电厂轴系次同步扭振保护系统[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 36(6): 122-125.
- CHEN Dayu, ZHAO Yonglin, LIU Quan, et al. Shafting torsional protection system at Shangdu power plant[J]. Power System Protection and Control, 2010, 36(6): 122-125.
- [12] 肖湘宁, 郭春林, 高本峰, 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.
- [13] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统的理论与分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002.
- [14] 胡剑锋, 闫济红, 陈中, 等. 电力系统小干扰稳定风险评估与仿真[J]. 广东电力, 2017, 30(8): 80-86.
- HU Jianfeng, YAN Jihong, CHEN Zhong, et al. Risk assessment and simulation on small signal stability of power system[J]. Guangdong Electric Power, 2017, 30(8): 80-86.
- [15] 郑翔. 次同步振荡抑制装置及其控制策略研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2011.
- ZHENG Xiang. Research on subsynchronous oscillation suppression devices and their control strategies[D]. Zhejiang: Zhejiang University, 2011.
- [16] 肖湘宁, 杨琳, 张丹, 等. 基于特征值法的次同步阻尼守恒特性分析[J]. 电网技术, 2011, 35(11): 80-84.
- XIAO Xiangning, YANG Lin, ZHANG Dan, et al. Analysis on subsynchronous damping conservation character based on eigenvalue method[J]. Power System Technology, 2011, 35(11): 80-84.
- [17] 赵兰明, 李宽, 张友泉, 等. 基于 FastICA-MP 算法的次同步振荡模态参数辨识[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(8): 37-42.
- ZHAO Lanming, LI Kuan, ZHANG Youquan, et al. Parameter identification of subsynchronous oscillation based on FastICA-MP algorithm[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(8): 37-42.
- [18] 林琳, 黄保志. 某汽轮机轴振监测系统故障分析处理[J]. 广东电力, 2017, 30(9): 33-36.
- LIN Lin, HUANG Baozhi. Analysis and treatment for fault of shaft vibration monitoring system of steam turbine[J]. Guangdong Electric Power, 2017, 30(9): 33-36.
- [19] 刘世宇, 谢小荣, 张东辉. 多模式次同步谐振的产生机理与抑制方法[J]. 清华大学学报, 2008, 48(4): 457-460.
- LIU Shiyu, XIE Xiaorong, ZHANG Donghui. Mechanism and mitigation of multi-mode sub-synchronous resonance[J]. Journal of Tsinghua University, 2008, 48(4): 457-460.
- [20] 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.
- [21] 孙吉波, 伍双喜, 刘俊磊, 等. 一起区域外机组引发的低频振荡对广东电网的影响[J]. 广东电力, 2017, 30(12): 81-85.
SUN Jibo, WU Shuangxi, LIU Junlei, et al. Influence of low-frequency oscillation caused by outside area unit on Guangdong power grid[J]. Guangdong Electric Power, 2017, 30(12): 81-85.
- [22] 徐政. 复转矩系数法的适用性分析及其时域仿真实现[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(6): 1-4.
XU Zheng. The complex torque coefficient approach's applicability analysis and its realization by time domain simulation[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(6): 1-4.
- [23] 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.
- [24] 杨琳, 肖湘宁. 电力系统稳定器相位补偿方式对次同步振荡的影响[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(12): 1-7.
YANG Lin, XIAO Xiangning. Impact of phase compensation methods of power system stabilizer on subsynchronous oscillation[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(12): 1-7.
- [25] 刘超, 蒋东翔, 谢小荣, 等. 次同步振荡引起的发电机组轴系疲劳损伤[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(15): 19-22.
LIU Chao, JIANG Dongxiang, XIE Xiaorong, et al. Fatigue damage of turbine generator shafting caused by subsynchronous oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(15): 19-22.

收稿日期: 2018-03-24; 修回日期: 2018-07-10

作者简介:

张航(1994—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统稳定分析; E-mail: 849140276@qq.com

滕予非(1984—), 男, 博士, 工程师, 研究方向为电力系统及其新型输电的分析与控制; E-mail: yfteng2011@163.com

王晓茹(1962—), 女, 通信作者, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为动态电力系统分析、电力系统稳定性分析与控制、电网保护与故障诊断、含大规模可再生能源的电力系统的保护与控制、基于广域量测的保护与控制技术。
E-mail: x_r_wang@163.com

(编辑 魏小丽)