

励磁系统附加调差对发电机阻尼特性影响的机制分析及试验

霍承祥, 刘取, 刘增煌

(中国电力科学研究院, 北京市 海淀区 100192)

The Analysis and Testing of the Influence on the Damping Caused by Reactive Current Compensation

HUO Chengxiang, LIU Qu, LIU Zenghuang

(China Electric Power Research Institute, Haidian District, Beijing 100192, China)

ABSTRACT: At first the influence of reactive current compensation (RCC) on power system damping is researched, namely leading RCC into Phillips-Heffron model and it is derived that the curve of increment of damping torque coefficient offered by RCC varying with RCC coefficient X_c is a second-degree parabola, and the opening direction of the parabola and its position relate to excitation parameters, generator parameters, operation condition of power system and system parameters. Then the influence of RCC on frequency response of generator is analyzed. Simulation results and on-site testing results show that in the frequency band of low-frequency oscillation from 0.1 Hz to 2 Hz, larger RCC coefficient evidently influences on frequency response characteristic of generator, therefore it is very necessary to take the influence of RCC into account during the setting of power system stabilizer (PSS).

KEY WORDS: excitation system; reactive current compensation (RCC); damping; frequency response; power system stabilizer (PSS)

摘要: 首先研究了附加调差对系统阻尼的影响, 即将附加调差引入菲利普-海佛隆模型, 推导出附加调差提供的阻尼转矩系数增量随附加调差系数变化的曲线是一条二次抛物线, 而且这条抛物线的开口方向和位置与励磁参数、发电机参数、运行状况及系统参数有关。然后分析了附加调差对发电机频率响应特性的影响。仿真计算和现场试验结果表明: 在 0.1~2 Hz 的低频振荡频段, 较大的附加调差系数对发电机频率响应特性的影响明显, 因此配置电力系统稳定器时计入附加调差的影响是很必要的。

关键词: 励磁系统; 附加调差; 阻尼; 频率响应特性; 电力系统稳定器

0 引言

发电机励磁系统中的调差被称为电压调差率

或无功调差率, 无功电流补偿器退出后的电压调差率被称自然电压调差率。我国一般将无功电流补偿 (reactive current compensation, RCC) 称为附加调差。文献[1-2]所指的高压侧电压控制实际上就是一种负附加调差。

附加调差对改善系统电压稳定性和发电厂间的无功分配有十分明显的作用。国内外对附加调差进行了很多研究, 在附加调差对发电机和电力系统无功及电压稳定的影响方面结论比较一致, 但在系统动态行为方面(即附加调差是恶化还是改善了系统的阻尼)的结论则完全不同^[3-14]。因此, 在应用附加调差时还存在一定疑虑。附加调差增强系统电压稳定性的效果较明显, 但有时也会对系统动态阻尼产生不可忽略的影响。通过对附加调差和电力系统稳定器(power system stabilizer, PSS)进行协调配置, 可弥补附加调差对动态阻尼的不利影响, 从而使系统电压稳定性和小干扰稳定性都得到明显提高。

1 菲利普-海佛隆模型的拓展

在用单机无穷大系统中发电机电抗、功角、电势、机端电压的函数 K_1-K_6 表示的单机无穷大系统常用数学模型(即菲利普-海佛隆模型)^[15-16]考虑附加调差。根据单机无穷大系统中发电机各电气量的向量图^[15]可得到无功功率的表达式

$$Q_c = u_{iq}i_d - u_{id}i_q = \frac{1}{(x'_{d\Sigma})^2} [x_c E_q'^2 + (x'_d - x_c) E_q' U_s \cos \delta - x'_d U_s^2 \cos^2 \delta] - \frac{x_q}{(x_{q\Sigma})^2} U_s^2 \sin^2 \delta \quad (1)$$

式中: Q_c 为发电机无功; u_{iq} 和 u_{id} 分别为发电机端电压 U_t 在 q 轴和 d 轴的分量; i_d 和 i_q 分别是机端电

流在 q 轴和 d 轴的分量； x'_d 是发电机 d 轴暂态电抗； x_e 为发电机外部电抗； $x'_{d\Sigma} = x'_d + x_e$ ； E'_q 是发电机 q 轴暂态电势； U_s 为无穷大母线电压； δ 为发电机 q 轴与 U_s 的夹角，即发电机功角； x_q 是发电机 q 轴电抗； $x_{q\Sigma} = x_q + x_e$ 。

式(1)可以写成 δ 与 E'_q 的偏差方程形式

$$\Delta Q_e = K_{11}\Delta\delta + K_{12}\Delta E'_q \quad (2)$$

式中： ΔQ_e 为无功变化量； $\Delta\delta$ 为功角变化量； $\Delta E'_q$ 为发电机 q 轴暂态电势变化量； K_{11} 、 K_{12} 的计算式为

$$\begin{cases} K_{11} = \frac{(x_e - x'_d)E'_{q0}U_s \sin \delta_0}{(x'_{d\Sigma})^2} + \\ \frac{(x_q - x'_d)(x'_d x_q - x_e^2)}{(x'_{d\Sigma})^2 (x_{q\Sigma})^2} U_s^2 \sin 2\delta_0 \\ K_{12} = \frac{2x_e E'_{q0} + (x'_d - x_e)U_s \cos \delta_0}{(x'_{d\Sigma})^2} \end{cases} \quad (3)$$

式中： E'_{q0} 为发电机 q 轴暂态电势初始值； δ_0 为发电机功角初始值。发电机的无功调差公式可表示为

$$U'_t = U_t + X_c Q_e \quad (4)$$

式中 X_c 为附加调差系数。对式(4)求微分可得 U'_t 的表达式，并设

$$\Delta U'_t = K'_5 \Delta\delta + K'_6 \Delta E'_q \quad (5)$$

$$\begin{cases} K'_5 = K_5 + K_{11} X_c \\ K'_6 = K_6 + K_{12} X_c \end{cases} \quad (6)$$

所以考虑附加调差后的菲利普-海佛隆模型就是将原模型的 K_5 和 K_6 分别用 K'_5 和 K'_6 代替，原模型的发电机端电压变化量 ΔU_t 用 $\Delta U'_t$ 代替。因为考虑附加调差后，并没有改变菲利普-海佛隆模型的结构，只是以上 3 个量发生了变化。

不失一般性，设励磁系统传递函数为 $\frac{K_A}{1+T_A s}$ 。

无附加调差时励磁系统附加转矩的表达式^[15]为

$$\Delta T_{e2} = -\frac{K_2 K_3 [K_4 (1+T_A s) + K_5 K_A]}{K_3 T'_{d0} T_A s^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A) s + 1 + K_3 K_6 K_A} \Delta\delta \quad (7)$$

式中： K_A 和 T_A 分别为励磁系统静态放大倍数和时间常数； T'_{d0} 为发电机开路 d 轴暂态时间常数。假设系统做小振幅正弦振荡，振荡角频率为 ω_1 ，则以 $s = j\omega_1$ 代入式(7)可以求出无附加调差时励磁系统阻尼转矩系数 $K_{D(X_c=0)}$ 和同步转矩系数 $K_{S(X_c=0)}$

$$\begin{aligned} K_{D(X_c=0)} &= -K_2 K_3 [K_4 T_A (1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2) - \\ & (K_4 + K_5 K_A) (K_3 T'_{d0} + T_A)] \cdot [(1 + K_3 K_6 K_A - \\ & K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2)^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A)^2 \omega_1^2]^{-1} \omega_0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} K_{S(X_c=0)} &= -K_2 K_3 [(K_4 + K_5 K_A) (1 + K_3 K_6 K_A - \\ & K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2) + K_4 T_A (K_3 T'_{d0} + T_A) \omega_1^2] \cdot [(1 + K_3 K_6 K_A - \\ & K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2)^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A)^2 \omega_1^2]^{-1} \end{aligned}$$

式中 ω_1 为无附加调差时系统振荡角频率。引入附加调差之后，振荡频率会有所变化。同理以 $s = j\omega_2$ 代入式(7)并分别用 K'_5 和 K'_6 代替 K_5 和 K_6 ，便可得到引入附加调差后励磁系统阻尼转矩系数 $K_{D(X_c \neq 0)}$ 和同步转矩系数 $K_{S(X_c \neq 0)}$ 的表达式，其中 ω_2 为有附加调差时系统的振荡角频率。

2 附加调差对系统动态阻尼特性产生影响

由附加调差带来的阻尼转矩系数增量 ΔK_D 为

$$\Delta K_D = K_{D(X_c \neq 0)} - K_{D(X_c=0)} \quad (8)$$

将式(6)代入 $K_{D(X_c \neq 0)}$ 的表达式，再将 $K_{D(X_c=0)}$ 与 $K_{D(X_c \neq 0)}$ 的表达式代入式(8)，最后整理 ΔK_D 的表达式可得

$$\Delta K_D = -\frac{\omega_0 K_2 K_3}{d} (e X_c^2 + f X_c + g) \quad (9)$$

设 a_1 、 a_2 、 b 和 c 的表达式为

$$\begin{cases} a_1 = 1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2 \\ a_2 = 1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_2^2 \\ b = K_3 T'_{d0} + T_A \\ c = K_4 + K_5 K_A \end{cases}$$

则式(9)中 d 、 e 、 f 和 g 的表达式为

$$\begin{cases} d = a_1^2 (a_2 + K_3 K_A K_{12} X_c)^2 + a_1^2 b^2 \omega_2^2 + \\ b^2 \omega_1^2 (a_2 + K_3 K_A K_{12} X_c)^2 + b^4 \omega_1^2 \omega_2^2 \\ e = (bc - a_1 K_4 T_A) (K_3 K_A K_{12})^2 \\ f = 2a_2 K_3 K_A K_{12} (bc - a_1 K_4 T_A) + \\ (a_1^2 + b^2 \omega_1^2) (K_3 K_4 K_A T_A K_{12} - b K_A K_{11}) \\ g = (a_1^2 + b^2 \omega_1^2) (a_2 K_4 T_A - bc) - \\ (a_2^2 + b^2 \omega_2^2) (a_1 K_4 T_A - bc) \end{cases}$$

对一定的发电机运行点，在 $X_c - \Delta K_D$ 直角坐标平面上，式(9)是一条二次抛物线。 $e > 0$ 时抛物线开口向下， $e < 0$ 时抛物线开口向上。抛物线示意图如图 1 所示。

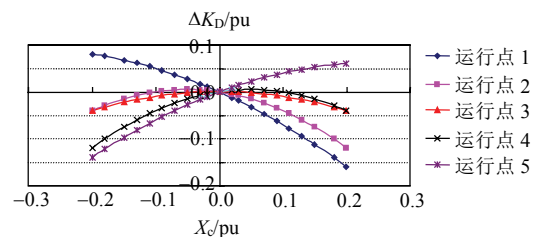


图 1 发电机运行点抛物线 ($e > 0$)
Fig. 1 Parabola curve of generator operating points ($e > 0$)

由图 1 可见,若附加调差系数 X_c 符号不变而只改变大小,则不仅会改变 ΔK_D 的大小,而且也可能改变 ΔK_D 的符号。在不同的运行点上, ΔK_D 会随着 X_c 的变化单调增加、单调减小或先增加后减小。因此,对于一定的系统参数、发电机参数、励磁参数和附加调差系数 X_c , 运行点不同,附加调差产生的阻尼转矩系数增量不仅绝对值不同,正、负也可能不同。

3 附加调差对发电机频率响应特性的影响

根据菲利普-海佛隆模型框图^[15],当以参考电压变化量 ΔU_{ref} 为输入,以机端电压变化量 ΔU_t 为输出时,可推导得到该模型的传递函数,公式如下

$$G(s) = [K_3 K_6 K_A (T_J s^2 + K_1 \omega_0) - K_2 K_3 K_5 K_A \omega_0] / \{ [(T_J s^2 + K_1 \omega_0)(K_3 T'_{d0} + T_A) - K_2 K_3 K_4 T_A \omega_0] s + (T_J s^2 + K_1 \omega_0)(K_3 K_6 K_A + 1 + K_3 T'_{d0} T_A s^2) - K_2 K_3 (K_4 + K_5 K_A) \omega_0 \} \quad (10)$$

式中 T_J 为发电机惯性时间常数。观察式(10)可知,分子只与幅频特性相关,与相频特性无关;而相频特性只与分母相关。当引入附加调差后,以 K'_5 和 K'_6 代替式(10)中的 K_5 和 K_6 ,即为扩展后的菲利普-海佛隆模型传递函数。很明显,附加调差的引入必然导致该模型频率响应特性的改变。

下面以实际算例来验证菲利普-海佛隆模型在不同附加调差下频率响应特性的差异。计算系统的相频特性和幅频特性,结果见图 2。其中系统参数 $\dot{U}_s = 0.98 \angle 0^\circ$, $K_A = 100$, $T_A = 0.02$ s; 发电机同步电

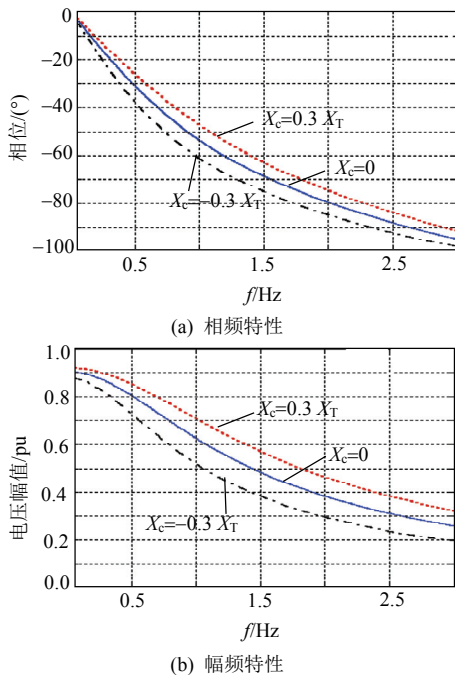


图 2 不同附加调差下发电机频率响应特性

Fig. 2 Frequency responses for different RCC coefficients

抗 $X_d = X_q = 1.8$, $X'_d = 0.202$, $T'_{d0} = 8.61$ s, 惯性常数 $H = 5.405$ s; 主变电抗 $X_T = 0.151$; 线路电抗 $X_L = 0.1$ 。发电机工况为 $P = 0.85 S_n$, $Q = 0.3966 S_n$, 其中 S_n 为发电机额定容量。附加调差系数 X_c 分别设为主变压器电抗 X_T 的 ± 0.3 倍和 0 倍。

由图 2 可见,在一定工况下,正附加调差使相频特性和幅频特性向上移动,负附加调差使相频特性和幅频特性向下移动。在同一频率上,相位移动幅度约为 5° ,幅值移动幅度约为 0.1 pu。所以附加调差对系统频率响应特性的影响还是比较明显的。

4 试验结果

为验证上述分析和仿真计算,对实际电厂机组进行了频率响应特性试验。试验机组一为火力发电机,处于实际电网的功率受端,靠近负荷区,发电机与主变压器是单元接线,额定容量 712 MVA,额定有功 666 MW。在相同工况下(有功 $P = 613$ MW,无功 $Q = 48$ Mvar),将附加调差系数分别设为 -4% 、 0% 、 4% ,测量发电机相频特性,结果如图 3 所示。

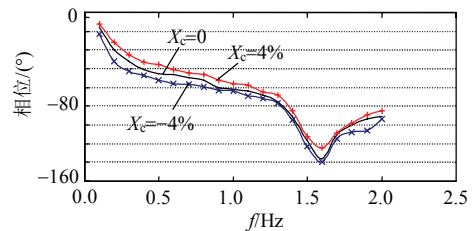


图 3 不同附加调差下发电机相频特性

Fig. 3 Frequency responses for different RCC coefficients

由图 3 可见,在 $[0.1, 2]$ Hz 频段,不同附加调差下发电机相频特性差别明显, $X_c = 4\%$ 时相频特性向上移动约 5° , $X_c = -4\%$ 时相频特性向下移动约 5° 。在低频振荡频段,附加调差 $X_c = -4\%$ 对励磁系统无补偿相频特性的影响较为明显。

该机组在相同工况下($P = 590$ MW, $Q = 50$ Mvar),修改附加调差系数(-4% 、 0% 、 4%),进行 2% 电压阶跃试验,试验结果如图 4 所示。图 4(a) 的左侧纵轴中, P 为发电机有功; U_{AB} 为发电机端电压; U_{FD} 为发电机励磁电压; I_{FD} 为发电机励磁电流。右侧纵轴的 590/2 MW 表示 P 水平线代表 590 MW,单位刻度是 2 MW; 24 000/200 V 表示机端电压 U_{AB} 水平线代表 24 000 V,单位刻度是 200 V; 3 768/30 A 表示励磁电流 I_{FD} 水平线代表 3 768 A,单位刻度是 30 A。其他图的刻度含义与此相同。

图 4 均取上阶跃有功 P 波动的第 1 对峰谷值和

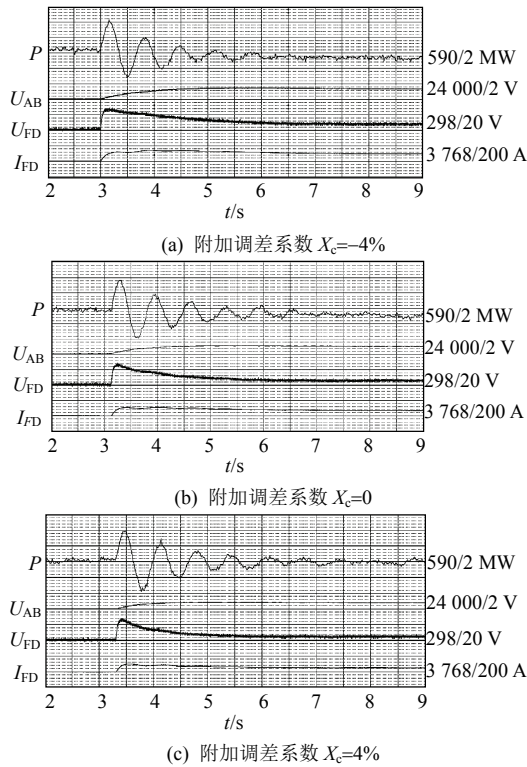


图 4 机组 1 无 PSS 时 2% 电压阶跃试验
Fig. 4 Unit 1 test of 2% step change without PSS

第 3 对峰谷值计算阻尼比。当 $X_c = -4\%$ 时，阻尼比为 0.096 5；当 $X_c = 0$ 时，阻尼比为 0.083 5；当 $X_c = 4\%$ 时，阻尼比为 0.068 6。比较图 4 中各图可知，对于该机组的运行状况，负附加调差时有功动态阻尼强于零附加调差，正附加调差时有功动态阻尼弱于零附加调差。

试验机组 2 为火力发电机，处于实际电网的功率送端，单元接线，额定有功 350 MW。在有功均为 300 MW 时，将附加调差分别设为 -2% 、 0 、 2% ，进行 2% 电压阶跃试验，试验结果如图 5 所示。

图 5 均取上阶跃有功 P 波动的第 1 对峰谷值和第 3 对峰谷值计算阻尼比。当 $X_c = -2\%$ 时，阻尼比为 0.139 5；当 $X_c = 0$ 时，阻尼比为 0.154 9；当 $X_c = 2\%$ 时，阻尼比为 0.188 1。比较图中各图可知，对于该机组的运行状况，负附加调差时有功动态阻尼弱于零附加调差，正附加调差时有功动态阻尼强于零附加调差。

基于已经开展的试验发现，负附加调差既可以提供正阻尼又可以提供负阻尼，这与系统运行条件及相关参数有关。

当附加调差系数相差较大时，系统的频率响应特性和动态阻尼均有明显差别，相应地对配置 PSS 也会产生影响。试验机组 3 是处于电网末端的水电机组，基于附加调差系数为 -7% 配置了 PSS，发电

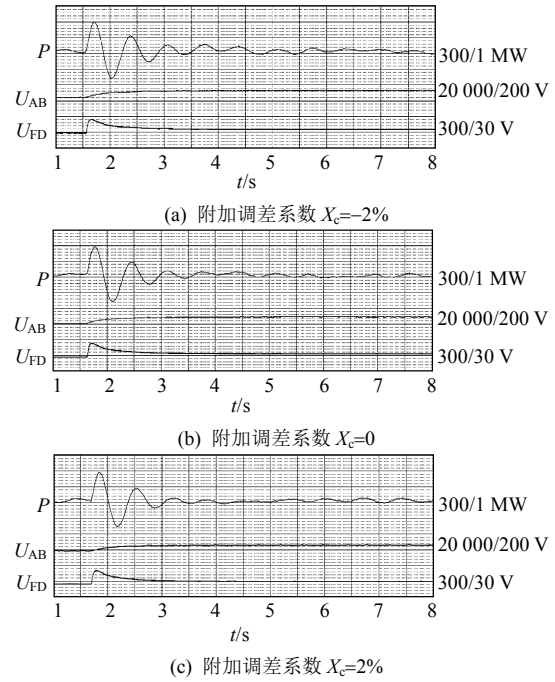


图 5 机组 2 无 PSS 时 2% 电压阶跃试验
Fig. 5 Unit 2 test of 2% step change without PSS

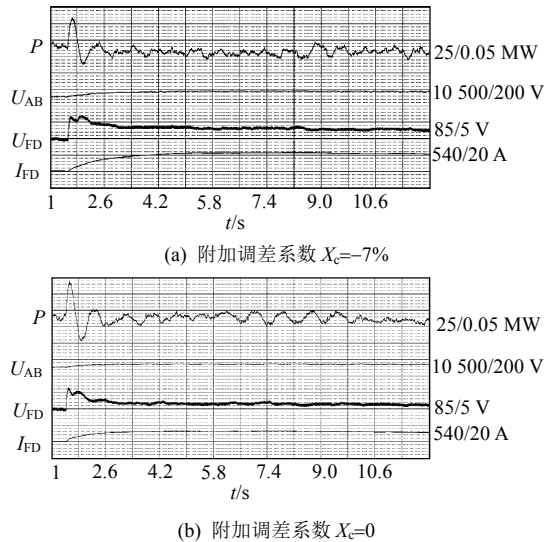


图 6 机组 3 有 PSS 时 2% 电压阶跃试验
Fig. 6 Unit 3 test of 2% step change with PSS

机工况相同，在附加调差系数为 -7% 和 0 情况下进行动态扰动试验。试验结果见图 6。当 $X_c = -7\%$ 时，有功 P 动态阻尼比为 0.156 1；当 $X_c = 0$ 时，有功 P 动态阻尼比为 0.117 6。 $X_c = 0$ 时的阻尼比是 $X_c = -7\%$ 时的 75.3%，差别明显。因为 PSS 是基于 $X_c = -7\%$ 时配置的，并且 2 种附加调差下发电机频率响应特性差别明显，则投入 PSS 后， $X_c = -7\%$ 时的阻尼比一定大于 $X_c = 0$ 时的阻尼比。

所以发电机在相同工况下，当附加调差系数相差较大时(如大于 4%)，发电机的频率响应特性和动态阻尼均有明显差别。由于配置 PSS 时是基于发电机的频率响应特性，为了取得更好的阻尼效果，应

该设置好附加调差后,再测量发电机频率响应特性,进而配置 PSS。

另外还在一个总发电出力约为 150.5 GW 的大区互联电网中进行了仿真计算。电网中仅有少部分典型机组配置了 PSS,其他条件不变。当 100 MW 及以上机组附加调差分别为 5%、0、-5%时(基于本机容量,下同),最主要的大区振荡模式阻尼比分别为 0.048 6、0.041 5、0.027 6。可见普遍采用附加调差对大区互联电网典型振荡模式的阻尼影响是很明显的。而电网中大部分典型机组配置 PSS 后,当附加调差分别为 5%、0、-5%时,最主要的大区振荡模式阻尼比分别提升为 0.062 8、0.056 8、0.053 2。广泛配置 PSS 后系统阻尼明显增强,但调差的影响仍然存在。如果将调差与 PSS 协调配置,将可获得最好的阻尼效果。

5 结论

1) 附加调差所提供阻尼的正或负不仅与附加调差系数的正负有关,而且与附加调差系数的绝对值大小、发电机参数、运行工况、系统参数以及励磁参数有关。

2) 附加调差对改善系统稳定性有益,且花费极小,应充分加以应用。仿真和试验结果表明:在低频振荡频段,较大的附加调差对励磁系统无补偿相频特性的影响较为明显,所以 PSS 参数应在已设置的附加调差下整定。而且进行系统运行分析计算时,应计入实际整定的附加调差。

3) 如果在主要机组均配置附加调差,则附加调差对大区互联电网主要振荡模式的阻尼会产生明显影响。将附加调差与 PSS 进行协调配置是必要的,可得到比不考虑调差而配置 PSS 更好的阻尼效果。

参考文献

- [1] Carson W T. Line drop compensation, high side voltage control-why not control a generator like a static var compensation[C]//Proceeding of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Seattle, USA: IEEE, 2000: 307-310.
- [2] Kosterev D. Design, installation, and initial operating experience with line drop compensation at john day powerhouse[J]. IEEE Trans on Power Systems, 2001, 16(2): 261-265.
- [3] 刘取. 电力系统稳定性及发电机励磁控制[M]. 北京: 中国电力出版社, 2007: 288-299.
- [4] Murdoch A. Excitation control for high side voltage regulation [C]//Proceeding of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Seattle, Washington, USA: IEEE, 2000: 311-316.
- [5] Kitamura H. Improvement of voltage stability by the advanced high side voltage control regulator[C]//Proceeding of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Seattle, Washington, USA:

IEEE, 2000: 278-284.

- [6] Davies J B. High side voltage control at manitoba hydro[C]//Proceeding of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Seattle, Washington, USA: IEEE, 2000: 271-277.
- [7] Noguchi S, Shimomura M, Paserba J. Improvement to an advanced high side voltage control[J]. IEEE Trans on Power Systems, 2006, 21(2): 683-692.
- [8] Noguchi S, Shimomura M, Paserba J, et al. Field verification of an advanced high side voltage control at a hydro power station[J]. IEEE Trans on Power Systems, 2006, 21(2): 693-701.
- [9] 程林, 孙元章, 贾宇, 等. 发电机励磁控制中负荷补偿对系统稳定性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(25): 32-37.
- Cheng Lin, Sun Yuanzhang, Jia Yu, et al. Effect of load compensation in excitation control on system stabilities[J]. Proceedings of the CSEE, 2007, 27(25): 32-37(in Chinese).
- [10] 赵兴勇, 张秀彬, 何斌. 考虑全电流的高压侧电压控制方法[J]. 电网技术, 2007, 31(13): 50-53.
- Zhao Xingyong, Zhang Xiubin, He Bin. A method of high side voltage control with real and reactive current considered[J]. Power System Technology, 2007, 31(13): 50-53(in Chinese).
- [11] 乔梁, 卢继平, 黄蕙, 等. 含风电场的电力系统电压控制分区方法[J]. 电网技术, 2010, 34(10): 163-168.
- Qiao Liang, Lu Jiping, Huang Hui, et al. Voltage control partitioning for power containing grid-connected wind farms[J]. Power System Technology, 2010, 34(10): 163-168(in Chinese).
- [12] 汤凡, 刘天琪, 李兴源. 电力系统稳定器及附加励磁阻尼控制器对次同步谐振的影响[J]. 电网技术, 2010, 34(8): 36-40.
- Tang Fan, Liu Tianqi, Li Xingyuan. Influence of power system stabilizer and supplementary excitation damping controller on sub-synchronous resonance[J]. Power System Technology, 2010, 34(8): 36-40(in Chinese).
- [13] 卜京, 江宁强. 计及谐波抑制的不对称负荷动态无功补偿方法[J]. 电网技术, 2010, 34(7): 70-74.
- Bu Jing, Jiang Ningqiang. Optimization of dynamic reactive power compensation for asymmetric loads considering harmonic suppression [J]. Power System Technology, 2010, 34(7): 70-74(in Chinese).
- [14] 郭捷, 江道灼, 李海翔, 等. 可控整流器型静止无功补偿装置可行性研究[J]. 电网技术, 2010, 34(7): 81-86.
- Guo Jie, Jiang Daozhuo, Li Haixiang, et al. Feasibility research on controlled rectifier type of static VAR compensator[J]. Power System Technology, 2010, 34(7): 81-86(in Chinese).
- [15] Kundur P. Power system stability and control[M]. New York: Mr Graw-Hill, Inc, 1993: 777-778.
- [16] 霍承祥, 刘增煌, 濮钧. 励磁系统中附加调差对电力系统振荡模式的阻尼影响[J]. 电网技术, 2011, 35(4): 65-70.
- Huo chengxiang, Liu Zenghuang, Pu Jun. Impact of reactive current compensation in excitation system on damping of power system oscillation modes[J]. Power System Technology, 2011, 35(4): 65-70(in Chinese).



霍承祥

收稿日期: 2011-06-10。

作者简介:

霍承祥(1978), 男, 工程师, 从事电力系统试验建模、电力系统稳定与控制等方面的研究工作, E-mail: huocx@epri.sgcc.com.cn;

刘取(1936), 男, 教授级高级工程师, IEEE 高级会员, 从事电力系统运行、控制和保护等方面的研究工作;

刘增煌(1939), 男, 教授级高级工程师, 从事电力系统试验建模、系统稳定与控制等方面的研究工作。

(责任编辑 王晔)