

励磁系统中附加调差对电力系统 振荡模式阻尼的影响

霍承祥, 刘增煌, 濮钧

(中国电力科学研究院, 北京市 海淀区 100192)

Impact of Reactive Current Compensation in Excitation System on Damping of Power System Oscillation Modes

HUO Chengxiang, LIU Zenghuang, PU Jun

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

ABSTRACT: Leading reactive current compensation (RCC) into Philips-Heffron model and analyzing the effect of RCC on model parameters, it is derived that the variation of damping torque coefficient increment ΔK_D offered by RCC with the coefficient X_C of RCC follows the relation of quadratic parabola, and the characteristics of such a parabola is related to excitation parameters, generator parameters, operating condition and parameters of transmission line. It is proved that this parabola bounds to pass through the origin of the coordinate system, which takes ΔK_D as the ordinate axis and X_C as the abscissa axis, and the position of the second intersection point of the parabola with the abscissa axis monotonously varies with the variation of generator angle. The impact of RCC on system damping can be fully explained by the parabola. The effect of RCC on power system oscillation modes is verified by the calculation results of two-machine system, and the computing results of typical oscillation modes of actual interconnected power grid conform to theoretical derivation.

KEY WORDS: excitation system; reactive current compensation; Philips-Heffron model; synchronous torque; damping torque

摘要: 将附加调差引入菲利普-海佛隆模型, 分析附加调差对模型参数的影响, 推导出附加调差提供的阻尼转矩系数增量 ΔK_D 随附加调差系数 X_C 的变化是一条二次抛物线, 且这条抛物线的特性与励磁参数、发电机参数、运行状况及线路参数有关。证明了此抛物线在以 ΔK_D 为纵轴、以 X_C 为横轴的坐标系中必经过原点, 且与横轴的第2个交点随发电机功角变化而单调变化。根据此抛物线可全面说明附加调差对系统阻尼的影响情况。两机系统及实际互联电网各典型振荡模式的计算结果与理论推导吻合。

关键词: 励磁系统; 附加调差; 菲利普-海佛隆模型; 同步转矩; 阻尼转矩

0 引言

励磁系统中的调差称为电压调差率或者无功调差率。我国一般将无功电流补偿称为附加调差。无功电流补偿退出后的电压调差率称自然电压调差率。在现代广泛采用的快速励磁系统中, 附加调差对改善系统电压稳定性、发电厂间的无功分配有十分明显的作用。因此实际系统中, 一般设置为负的附加调差。国内外对调差有不少研究^[1-14], 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, 但在对系统动态行为方面, 也就是附加调差是恶化还是改善了系统的阻尼, 结论完全不同。文献[1-8]认为负的附加调差(或称为高压侧电压控制)提供正阻尼; 文献[9]认为负附加调差提供负阻尼。这些文献均通过算例进行说明, 未对此问题进行明确的理论推导, 各自的说服力均显不足。这影响了调差这一措施的普遍采用。为探讨附加调差的应用, 第一步需要对调差的动态行为进行研究, 弄清附加调差的作用机制。

1 菲利普-海佛隆模型的拓展

在 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]中, 未考虑附加调差。

根据单机无穷大系统中发电机各电气量的向量图^[15]可得无功功率为

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

式中: x_c 为发电机外部电抗; V_s 为无穷大母线电压;

V_t 为发电机端电压； δ 为发电机 q 轴与 V_s 的夹角，即发电机功角。

式(1)可以写成 δ 与 E'_q 的偏差方程形式

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

则

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

发电机的无功调差可以表示为

$$V'_t = V_t + X_c Q_c \quad (4)$$

式中 X_c 为附加调差系数。

设

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

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

所以考虑附加调差后的菲利浦-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 ΔV_t 用 $\Delta V'_t$ 代替。

为不失一般性，设励磁系统传递函数为 $K_A/(1+T_A s)$ 。无附加调差时励磁系统附加转矩的表达式为^[15]

$$\Delta T_{c2} = -\frac{K_2 K_3 [K_4(1+T_A s) + K_5 K_A]}{K_3 T'_{d0} T_A s^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A)s + 1 + K_3 K_6 K_A} \Delta\delta \quad (7)$$

假设系统作小振幅正弦振荡，振荡角频率 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 $K_{S(X_c=0)}$ ，其表达式见附录。

引入附加调差后，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 ，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 $K_{S(X_c \neq 0)}$ 。

如果已知振荡频率，便可计算比较 $K_{D(X_c=0)}$ 与 $K_{D(X_c \neq 0)}$ 的大小以及 $K_{S(X_c=0)}$ 与 $K_{S(X_c \neq 0)}$ 的大小，可通过求解系统特征方程特征值的方法来求得振荡频率。

2 附加调差影响系统阻尼的机制

2.1 阻尼转矩系数增量与附加调差的关系

下面求解附加调差带来的阻尼转矩系数增量 ΔK_D 与附加调差系数 X_c 的关系。

由附加调差带来的阻尼转矩系数增量 ΔK_D 为

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

整理 ΔK_D 的表达式可得

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

式中 d 、 e 、 f 、 g 的表达式见附录。

因为 K_2 、 K_3 、 d 均为正数，所以对一定的运行点(系数 K_1 — K_6 、 K_{11} 和 K_{12} 确定)和励磁系统参数，在 X_c — ΔK_D 直角坐标系中，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，抛物线与 X_c 轴有 2 个交点 X_{c1} 和 X_{c2} 。

第 1 个交点 $X_{c1}=0$ ，是坐标原点。显而易见， $X_c=0$ 时， $\Delta K_D=0$ 。

第 2 个交点 X_{c2} ，理论上可以通过 $e X_c^2 + f X_c + g = 0$ 求得。但因 g 本身也受 X_c (通过振荡频率 ω_2) 影响，因此只能通过迭代的方法求得 X_c 。考虑到附加调差系数的实际取值范围较小(一般绝对值不大于 0.15 pu)，忽略其对振荡频率的影响，即设 $\omega_2 = \omega_1$ ，则式(9)可写为

$$\Delta K_D = -\frac{K_2 K_3 \omega_0}{d} (e X_c^2 + f X_c) \quad (10)$$

令 $\Delta K_D = 0$ 可得

$$X_{c2} = -\frac{f}{e} = \frac{K_{11}(a^2 + b^2 \omega_1^2) - 2acK_3 K_{12}}{cK_A(K_3 K_{12})^2} \quad (11)$$

式中，因为 $\omega_2 = \omega_1$ ，所以 $a = a_1 = a_2$ 。可见 X_{c2} 与发电机参数、运行方式及励磁参数有关。

在以 X_c 为横坐标、以 ΔK_D 为纵坐标的坐标系中，当 $X_{c2}=0$ 时抛物线顶点(或底点)为原点；当 $X_{c2} < 0$ 时抛物线顶点(或底点)位于左半平面；当 $X_{c2} > 0$ 时抛物线顶点(或底点)位于右半平面。无论怎样，式(10)构成的抛物线必然经过原点。

对一台实际运行的机组，其发电机及励磁参数均已确定。根据不同的运行方式，抛物线开口向下可能出现下面 3 种可能： $X_{c2} < 0$ ， $X_{c2} = 0$ ， $X_{c2} > 0$ ，如图 1 所示。抛物线开口向上也是同样道理。

由图 1 可见，在一定的运行点上，附加调差系数符号不变而只改变大小，不仅会改变阻尼转矩系数增量 ΔK_D 的大小，也可能改变 ΔK_D 的符号。例如，若 $X_{c2} > 0$ (抛物线 ΔK_{D4})，当 $0 < X_c < X_{c2}$ 时， $\Delta K_D > 0$ ，正

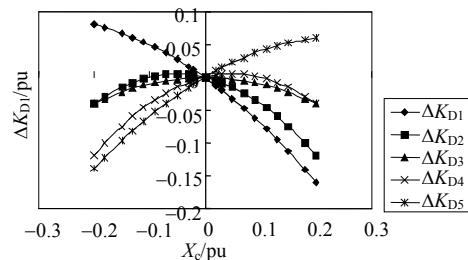


图 1 开口向下的抛物线

Fig. 1 Curve of downward parabola

附加调差提供正阻尼；当 $X_c > X_{c2}$ 时， $\Delta K_D < 0$ ，正附加调差提供负阻尼；同样，若 $X_{c2} < 0$ (抛物线 ΔK_{D2})，当 $X_c < X_{c2}$ 时， $\Delta K_D < 0$ ，负附加调差提供负阻尼；当 $X_{c2} < X_c < 0$ 时， $\Delta K_D > 0$ ，负附加调差提供正阻尼。

而在有的运行点上， ΔK_D 随 X_c 单调增加(抛物线 ΔK_{D5})；有的运行点， ΔK_D 会随 X_c 单调减小(抛物线 ΔK_{D1})。

所以阻尼转矩系数增量抛物线的位置随着 X_{c2} 改变而改变，抛物线在坐标系中位置不同，附加调差对系统阻尼的影响也不同。

2.2 运行点对阻尼转矩系数增量抛物线的影响

由于阻尼转矩系数增量抛物线在 $X_c - \Delta K_D$ 直角坐标平面上必经原点，所以分析出运行点变化对 X_{c2} (抛物线与 X_c 轴的第 2 个交点) 的影响，便可得到运行点变化对阻尼转矩系数增量 ΔK_D 的影响。观察 X_{c2} 的表达式(11)发现，在给定发电机参数、外部电抗和励磁参数的条件下， X_{c2} 是功角的函数。

根据式(3)可知， $(x'_d - x_c)$ 的正负会影响 K_{12} 随功角的变化趋势，从而可能影响 X_{c2} 随功角的变化趋势。因此改变 X_L ，使 $(x'_d - x_c)$ 在正、负、零 3 种情况下求解 X_{c2} 随功角的变化规律。

以图 2 所示单机-无穷大系统给出算例，各参数值如下： $V_s = 0.98 \angle 0^\circ$ ， $K_A = 100$ ， $T_A = 0.02$ s， $X_d = X_q = 1.8$ ， $X'_d = 0.202$ ， $T'_{d0} = 8.61$ s， $H = 5.405$ s， $X_T = 0.151$ ， $X_c = X_T + X_L$ 。

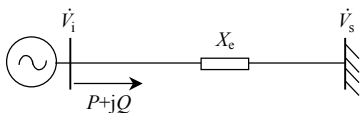


图 2 单机-无穷大母线系统

Fig. 2 One machine infinite bus system

图 3 为 $X_L = 0.03$ 、 $(x'_d - x_c) > 0$ 时 X_{c2} 随功角变化的曲线。

经计算， $(x'_d - x_c) > 0$ 时， X_{c2} 随功角变化的趋势与 $(x'_d - x_c) > 0$ 相同，只是 $X_{c2} = 0$ 时的功角有所不同。

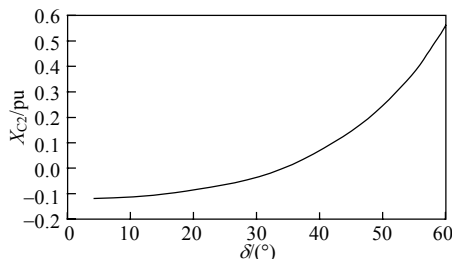


图 3 $(x'_d - x_c) > 0$ 时 X_{c2} 随功角变化曲线

Fig. 3 The curve of X_{c2} changing with power-angle as $(x'_d - x_c) > 0$

在 X_{c2} 为正、负、零 3 种情况下，将相关参数代入附录式(3)中 e 的表达式，均有 $e > 0$ ，即阻尼转矩系数增量的抛物线开口向下。那么根据抛物线开口方向以及 X_{c2} 随功角变化的关系，就可以确定不同功角下 ΔK_D 随 X_c 的变化特性。

在本算例中，随着发电机功角增大，抛物线顶点逐渐由 X_c 负半轴移动至正半轴。如图 1 抛物线 ΔK_{D1} 对应的发电机功角最小，此时正附加调差提供负阻尼、负附加调差提供正阻尼。图 1 抛物线 ΔK_{D5} 对应的发电机功角最大，此时正附加调差提供正阻尼、负附加调差提供负阻尼。其他抛物线对应两者之间的运行点，正附加调差可能提供正阻尼，也可能提供负阻尼。

所以对应于一定的发电机、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增量不仅数量上的大小不同，性质(正或负)也可能不同。同一个附加调差系数，在这个运行点上产生正阻尼转矩增量，而在另一个运行点上则可能产生负阻尼转矩增量。

3 两机系统计算结果

两机系统如图 4 所示。功率受端发电机 G_S 为功率送端发电机 G_1 容量的 10 倍。负荷 $L_1 = 0$ ，不断改变 G_1 的外送功率，计算 G_1 和 G_S 分别采用不同附加调差时两机系统振荡模式阻尼的变化。

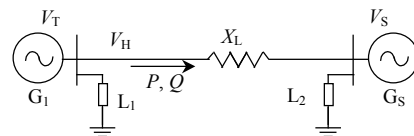


图 4 两机两负荷系统

Fig. 4 The system with two generates and two loads

在 G_1 不同的外送功率下，修改 G_1 的附加调差系数 X_c 。观察系统振荡模式阻尼比随 X_c 变化的规律。计算结果见表 1。在 G_1 不同的外送功率下，修改 G_S 的附加调差系数 X_c 。观察系统振荡模式阻尼比随 X_c 变化的规律。计算结果见表 2。

根据表 1 的数据可得图 5。由图 5 可见，当 G_S 的附加调差为 0，只改变功率送端发电机 G_1 调差时，振荡模式阻尼比 ζ 与调差系数 X_c 构成的抛物线开口向下；随着交换功率由小增大，抛物线顶点由 X_c 负半轴逐渐右移至正半轴。

当开口向下的抛物线顶点位于 X_c 负半轴时：正附加调差均提供负阻尼，绝对值较小的负附加调差提供正阻尼，而绝对值较大的负附加调差提供负阻

表 1 不同交换功率下送端发电机 G_1 附加调差对系统振荡模式阻尼的影响

Tab. 1 The impact of the reactive current compensation of G_1 on the system damping under different exchanging power

X_c/pu	阻尼比 ζ						
	$P_{ex}=15\text{ MW}$	$P_{ex}=50\text{ MW}$	$P_{ex}=100\text{ MW}$	$P_{ex}=150\text{ MW}$	$P_{ex}=200\text{ MW}$	$P_{ex}=250\text{ MW}$	$P_{ex}=300\text{ MW}$
0.20	0.005 0	0.021 4	0.061 9	0.103 3	0.130 8	0.140 9	0.137 4
0.15	0.005 1	0.022 5	0.065 0	0.107 2	0.132 2	0.137 2	0.128 0
0.10	0.005 2	0.023 6	0.068 1	0.109 9	0.130 5	0.128 8	0.113 3
0.05	0.005 3	0.024 8	0.070 7	0.110 2	0.124 1	0.115 2	0.094 5
0.00	0.005 4	0.025 7	0.071 9	0.106 4	0.112 3	0.097 7	0.074 2
-0.05	0.0054	0.026 1	0.070 2	0.097 2	0.096 1	0.078 7	0.054 8
-0.10	0.005 3	0.025 2	0.064 3	0.082 8	0.077 7	0.060 7	0.038 9
-0.15	0.004 9	0.022 4	0.053 4	0.065 2	0.059 6	0.045 6	0.027 8
-0.20	0.004 1	0.017 1	0.038 7	0.046 7	0.044 6	0.034 7	0.022 8

注： P_{ex} 为两机间交换功率。

表 2 不同交换功率下受端发电机 G_S 附加调差对系统振荡模式阻尼的影响

Tab. 2 The impact of the reactive current compensation of G_S on the system damping under different exchanging power

X_c/pu	阻尼比 ζ						
	$P_{ex}=15\text{ MW}$	$P_{ex}=50\text{ MW}$	$P_{ex}=100\text{ MW}$	$P_{ex}=150\text{ MW}$	$P_{ex}=200\text{ MW}$	$P_{ex}=250\text{ MW}$	$P_{ex}=300\text{ MW}$
0.20	0.005 6	0.024 9	0.071 7	0.110 6	0.120 0	0.104 3	0.077 2
0.15	0.005 2	0.024 5	0.070 6	0.108 1	0.116 8	0.101 7	0.075 7
0.10	0.005 1	0.024 4	0.070 4	0.106 5	0.114 3	0.099 6	0.074 6
0.05	0.005 2	0.024 5	0.070 3	0.106 0	0.112 8	0.098 3	0.074 0
0.00	0.005 4	0.024 9	0.070 7	0.106 4	0.112 3	0.097 7	0.074 2
-0.05	0.005 8	0.025 7	0.071 9	0.107 8	0.112 8	0.098 0	0.075 0
-0.10	0.006 2	0.026 7	0.073 6	0.110 0	0.114 3	0.099 3	0.076 7
-0.15	0.006 5	0.027 9	0.075 8	0.112 9	0.116 6	0.101 3	0.079 0
-0.20	0.006 8	0.029 2	0.078 3	0.116 2	0.119 7	0.104 1	0.081 9

注： P_{ex} 为两机间交换功率。

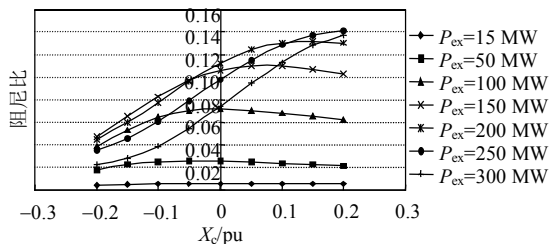


图 5 发电机 G_1 的附加调差对系统阻尼的影响

Fig. 5 The impact of reactive current compensation of G_1 on the system damping

尼。当开口向下的抛物线顶点位于 X_c 的 0 轴时：正、负附加调差均提供负阻尼。当开口向下的抛物线顶点位于 X_c 正半轴时：负附加调差均提供负阻尼，绝对值较小的正附加调差提供正阻尼而绝对值较大的正附加调差提供负阻尼。

根据表 2 的数据可得图 6。由图 6 可见，当 G_1 的附加调差为 0，只改变 G_S 的附加调差时，振荡模

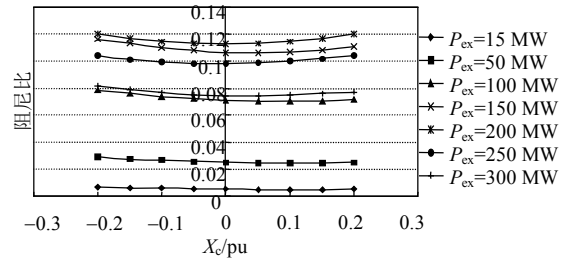


图 6 发电机 G_S 的附加调差对系统阻尼的影响

Fig. 6 The impact of the reactive current compensation of G_S on the system damping

式阻尼比 ζ 与调差系数 X_c 构成的抛物线开口向上；随着交换功率的增加，抛物线顶点由 X_c 正半轴向左移动，均位于 X_c 正半轴或 0 轴处。 G_S 的附加调差对系统阻尼的影响较小。

当开口向上的抛物线顶点位于 X_c 的 0 轴时：正、负附加调差均提供正阻尼。当开口向上的抛物线顶点位于 X_c 正半轴时：负附加调差均提供正阻尼，绝对值较小的正附加调差提供负阻尼而绝对值较大的正附加调差提供正阻尼。

4 实际电力系统振荡模式计算结果

以某互联电网典型运行方式为例，分析附加调差对大区互联电网阻尼的影响。互联电网部分机组配置了 PSS。分 9 种情况进行计算：100MW 及以上机组附加调差系数 X_c 分别为 +0.10、+0.08、+0.05、+0.03、0、-0.03、-0.05、-0.08、-0.10。各典型振荡模式的阻尼比随附加调差系数变化的曲线如图 7 所示。

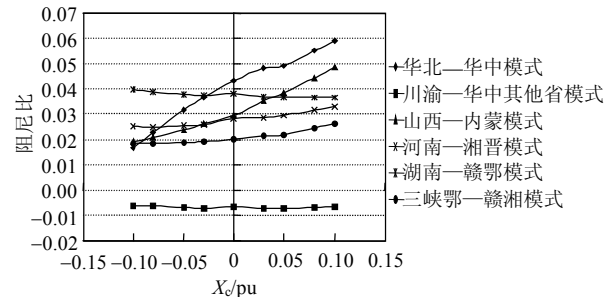


图 7 各振荡模式阻尼比随附加调差变化曲线

Fig. 7 The curve of the damping of different mode changing with reactive current compensation

由图 7 可见，有 4 个振荡模式的阻尼随着附加调差由负变正而单调增加，即正附加调差提供正阻尼而负附加调差提供负阻尼。若阻尼转矩系数抛物线 ΔK_D 开口向下，对比图 1，可认为每个振荡模式两反相机群的等效相对功角较大，使抛物线与横轴 X_c 的第 2 交点位于右半平面，且抛物线顶点对应的调差系数大于 10%。

“湖南—赣鄂”模式的阻尼随着附加调差由负

变正而单调减小,即正附加调差提供负阻尼、负附加调差提供正阻尼。若阻尼转矩系数抛物线 ΔK_D 开口向下,对比图1,可以认为在这个振荡模式中,两反相机群的等效相对功角较小,使抛物线与横轴 X_c 的第2交点位于左半平面,且抛物线顶点对应的调差系数小于-10%。

“川渝—华中其他省”模式的阻尼随附加调差系数由负变正而变化很小,相对于纵轴基本对称。若阻尼转矩系数抛物线 ΔK_D 开口向下,对比图1,可认为由于此振荡模式2反相机群的等效相对功角使抛物线的顶点恰位于横轴 X_c 的零点。

由于在单机无穷大系统中,不考虑发电机饱和、线路电阻、线路充电电容和本地负荷等因素,而在实际系统中均存在这些因素的影响,所以会造成一定误差,使曲线不如单机系统的计算曲线平滑。

5 结论

1) 附加调差提供正阻尼或负阻尼,不仅与附加调差系数的正负有关,且与附加调差系数的绝对值大小、发电机参数、运行工况、线路参数及励磁参数有关。

2) 一定的附加调差系数,在不同的发电机运行状况下,有可能提供正阻尼,也有可能提供负阻尼或零阻尼;一定的发电机运行状况下,附加调差系数不同时,有可能提供正阻尼,也有可能提供负阻尼或零阻尼。

3) 附加调差提供的阻尼转矩系数增量 ΔK_D 随附加调差系数 X_c 的变化是一条抛物线,此抛物线在以 ΔK_D 为纵轴、以 X_c 为横轴的坐标系中必经过原点。在其他条件确定的情况下,抛物线与横轴的第2个交点随发电机功角变化而单调变化。

4) 一般来说,单机无穷大系统发电机带大负荷时,正附加调差提供正阻尼而负附加调差提供负阻尼;发电机带很小负荷时,正附加调差提供负阻尼而负附加调差提供正阻尼。但多机系统中处于功率受端的机组附加调差与阻尼的关系可能与此不同。

5) 两机系统计算结果表明:系统振荡模式阻尼比 ζ 与功率送端机组的调差系数 X_c 构成的抛物线开口向下;随着交换功率由小增大,抛物线顶点由 X_c 负半轴逐渐右移至正半轴。阻尼比 ζ 与功率受端机组的调差系数 X_c 构成的抛物线开口向上;随着

交换功率的增加,抛物线顶点由 X_c 正半轴向左移动。

6) 实际互联系统的计算结果表明,对于不同的典型振荡模式,由于每个模式中两反相机群的等效相对功角不同,附加调差提供阻尼的性质也不同。

参考文献

- [1] 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.
- [2] Murdoch A. Excitation control for high side voltage regulation[C]//Proceeding of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Seattle, Washington, USA: IEEE, 2000: 88-92.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] 王琦, 周双喜, 朱凌志. 采用高压侧电压控制改善系统的角度稳定性[J]. 电网技术, 2003, 27(6): 19-21.
Wang Qi, Zhou Shuangxi, Zhu Lingzhi. Improvement of angle stability by advanced high side voltage control regulator[J]. Power System Technology, 2003, 27(6): 19-21(in Chinese).
- [6] 周晓渊, 邱家驹, 陈新琪. 高压侧电压控制对单机-无穷大系统稳定性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(1): 60-63.
Zhou Xiaoyuan, Qiu Jiaju, Chen Xinqi. Effects of high side voltage control on stabilities for one machine infinite bus[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(1): 60-63(in Chinese).
- [7] 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.
- [8] 安宁, 张丽, 朱凌志, 等. 采用先进的高压侧电压控制改善阳城—淮阴 500kV 交流输电系统性能[J]. 中国电力, 2004, 37(3): 14-18.
An Ning, Zhang Li, Zhu Lingzhi, et al. Enhancement of Yangcheng—Huaiyin 500 kV AC transmission system's performance by advanced high side voltage control regulator[J]. Electric Power, 2004, 37(3): 14-18(in Chinese).
- [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.



霍承祥

收稿日期: 2010-08-27.

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;

E-mail: huocx@epri.sgcc.com.cn;

刘增煌(1939), 男, 教授级高级工程师, 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;

濮钧(1970), 男, 高级工程师, 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。

(责任编辑 王晔)

附录

$$K_{D(X_c=0)} = -K_2 K_3 \frac{K_4 T_A (1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2) - (K_4 + K_5 K_A)(K_3 T'_{d0} + T_A)}{(1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2)^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A)^2 \omega_1^2} \omega_0 \quad (1)$$

$$K_{S(X_c=0)} = -K_2 K_3 \frac{(K_4 + K_5 K_A)(1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2) + K_4 T_A (K_3 T'_{d0} + T_A) \omega_1^2}{(1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2)^2 + (K_3 T'_{d0} + T_A)^2 \omega_1^2} \quad (2)$$

$$\begin{cases} a_1 = 1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_1^2 \\ a_2 = 1 + K_3 K_6 K_A - K_3 T'_{d0} T_A \omega_2^2 \\ b = K_3 T'_{d0} + T_A \\ c = K_4 + K_5 K_A \\ d = a_1^2 (a_2 + K_3 K_A K_{12} X_c)^2 + a_1^2 b^2 \omega_2^2 + b^2 \omega_1^2 (a_2 + K_3 K_A K_{12} X_c)^2 + b^4 \omega_1^2 \omega_2^2 \\ e = (bc - a_1 K_4 T_A)(K_3 K_A K_{12})^2 \\ f = 2a_2 K_3 K_A K_{12} (bc - a_1 K_4 T_A) + (a_1^2 + b^2 \omega_1^2)(K_3 K_4 K_A T_A K_{12} - b K_A K_{11}) \\ g = (a_1^2 + b^2 \omega_1^2)(a_2 K_4 T_A - bc) - (a_2^2 + b^2 \omega_2^2)(a_1 K_4 T_A - bc) \end{cases} \quad (3)$$