

DOI: 10.7667/PSPC171397

# 发电机励磁辅环控制参数对电力系统阻尼的影响分析

周年光<sup>1</sup>, 王钦<sup>2</sup>, 姚伟<sup>2</sup>, 刘海峰<sup>1</sup>, 洪权<sup>1</sup>, 文劲宇<sup>2</sup>

(1. 国网湖南省电力公司电力科学研究院, 湖南 长沙 410007; 2. 强电磁工程与新技术国家重点实验室  
(华中科技大学电气与电子工程学院), 湖北 武汉 430074)

**摘要:** 现有电力系统稳定分析主要考虑励磁系统主环电压控制, 而忽略励磁辅助控制环节(简称励磁辅环控制)的影响。现场运行经验表明, 励磁系统辅环控制对发电机组动态品质及电网稳定性有着重要影响。以国内主流励磁调节器 EXC9100 为例, 在分别建立了含欠励限制、伏赫兹限制和过励限制这三种辅环控制的扩展 Heffron-Phillips 模型的基础上, 采用阻尼转矩分析方法从理论上推导了这三种辅环控制的重要参数对电力系统稳定器(Power System Stabilizer, PSS)所提供的附加阻尼转矩以及其自身所提供的阻尼转矩的影响规律。最后结合发电机组实际运行工况, 通过典型算例的仿真测试验证了所得规律的正确性和有效性。

**关键词:** 欠励限制; 伏赫兹限制; 过励限制; 阻尼转矩分析; 扩展 Heffron-Phillips 模型

## Influence analysis of generator excitation auxiliary control parameters on power system damping

ZHOU Nianguang<sup>1</sup>, WANG Qin<sup>2</sup>, YAO Wei<sup>2</sup>, LIU Haifeng<sup>1</sup>, HONG Quan<sup>1</sup>, WEN Jinyu<sup>2</sup>

(1. Electric Power Research Institute of State Grid Hunan Electric Power Company Limited, Changsha 410007, China;  
2. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Engineering and Technology (School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology), Wuhan 430074, China)

**Abstract:** Existing research on stability analysis of the power system mainly considers the main voltage control of the excitation system, and the influence of the auxiliary limiters is usually not taken into account. Field experience shows that the function of the excitation auxiliary control loops has an important influence on the dynamic qualities of generators and stabilities of power grid. Taking EXC9100 excitation regulator as an example, this paper derives the extended Heffron-Phillips models with Under Excitation Limiter (UEL), Voltage Frequency Limiter (VFL) and Over Excitation Limiter (OEL) respectively. And then based on these models, it analyzes the influence of important auxiliary control loops parameters on the additional damping torque provided by Power System Stabilizer (PSS) and their own damping torque by damping torque analysis method. Finally, combined with the actual operating conditions of the generator, a typical example of the simulation system validates the correctness and validity of the conclusions proposed.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51577075).

**Key words:** under excitation limiter (UEL); voltage frequency limiter (VFL); over excitation limiter (OEL); damping torque analysis; extended Heffron-Phillips model

## 0 引言

随着电力系统的互联, 系统安全运行的不稳定性评估也越来越重要<sup>[1-2]</sup>。而励磁系统作为发电机组的重要组成部分, 其对电力系统的安全稳定运行更是有着重要的影响。目前关于励磁对电力系统稳定性的研究主要考虑主环电压控制的影响, 而辅环控

制往往被忽视<sup>[3-5]</sup>。事实上, 励磁系统辅环控制的结构设计与参数设置是否合理对于电力系统稳定性同样产生着重要影响, 实际运行过程中也出现过不少由于励磁辅环控制引起的电力系统稳定性恶化的案例, 比如巴西和澳大利亚均曾出现过因欠励限制器设置不当造成系统电气量持续振荡的现象<sup>[6-7]</sup>, 国内云南、福建等地区部分电厂也曾出现过类似现象<sup>[8-9]</sup>。因此, 有关励磁辅环控制对电力系统稳定性的影响机制方面, 形成一个全面完善的分析方法对于保障

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51577075)

机组和系统的安全稳定运行具有重要意义。

励磁系统的核心为励磁调节器, 其中承担主要调节控制功能的模块即为自动电压调节(Automatic Voltage Regulator, AVR), 另外还有一些辅助控制, 例如欠励限制(Under Excitation Limiter, UEL)、伏赫兹限制(Voltage Frequency Limiter, VFL)以及过励限制(Over Excitation Limiter, OEL)等<sup>[10-11]</sup>。文献[12]基于大量仿真试验对典型励磁系统的辅环控制模型进行了测试, 根据仿真波形特点总结了辅环参数整定依据, 但未从理论层面上做出深层次的讨论。文献[13-14]重点分析了欠励限制与 PSS 协调控制问题, 发现当欠励限制器与 PSS 作用频段相近时若其提供负阻尼转矩, 则可能削弱 PSS 提供的正阻尼转矩。文献[15]基于扩展 Heffron-Phillips 模型, 通过阻尼转矩方法分析得出欠励限制影响系统稳定性的规律, 但所用模型中未考虑主环电压控制的校正环节, 且未涉及其他类型的辅环控制。文献[16-18]对伏赫兹限制、过励限制参数整定问题进行了探讨, 但主要考虑的是限制器参数与相关发电机保护的协调配合问题, 并未考虑其对电力系统阻尼的影响。基于上述研究现状, 在励磁辅环控制重要参数对系统稳定性的影响研究方面, 其完备性还有待进一步探讨分析。

考虑到现有研究多集中在 UEL, 而 VFL 和 OEL 则很少涉及, 且不同生产厂家的 UEL 模型不尽相同。前述现有文献中 UEL 模型大多包含超前滞后环节, 且建立数学模型时未计及主环校正环节的影响。为了区别于前述已有研究内容, 本文以国内典型励磁调节器 EXC9100 为研究对象, 基于阻尼转矩分析法推导了考虑 UEL、VFL 及 OEL 三类辅环控制影响的扩展 Heffron-Phillips 模型, 并加入励磁主环电压控制校正环节, 分析得出其中的重要辅环参数对系统各部分阻尼转矩的影响规律, 形成了较为完备的辅环参数确定依据, 并通过仿真验证了所得分析结果的有效性和正确性。

## 1 EXC9100 励磁辅环控制结构

EXC9100 励磁调节器是中国电器科学研究院有限公司/广州擎天实业有限公司开发的第五代微机励磁系统, 现广泛应用于国内多个省市, 其整体控制结构如图 1 所示。图中  $U_{PSS}$  为 PSS 输出量,  $U_{REF}$  为电压参考值,  $U_t$  为机端电压值,  $U_{VFL}$ 、 $U_{UEL}$  和  $U_{OEL}$  分别为伏赫兹限制、欠励限制及过励限制的输出量,  $E_{fdmax}$  和  $E_{fdmin}$  分别为发电机励磁电压上限值和下限值。 $K_{A(F)}(1+sT_{A1})/[(1+sT_{A2})(1+sT_E)]$  为包含超前-滞后校正环节的可控硅整流器模型。

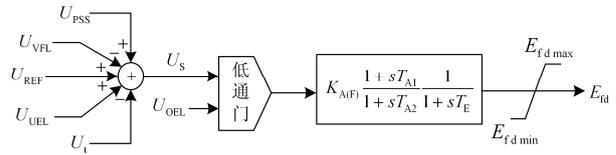


图 1 主环电压控制原理模型

Fig. 1 Principle model of main voltage control loop

该控制结构由主环电压控制、低励限制环节、过励限制环节、伏赫兹限制环节及 PSS 构成, 其主体结构仍然是主环电压控制。相比于不含辅环控制的励磁系统, 除了将机端电压与电压参考值的差值作为控制输入量以外, 还引入了各类辅环控制的输出信号作为其他输入量, 并通过叠加得到综合电压误差信号  $U_s$ 。即由原来的单输入控制系统变为多输入控制系统, 以满足不同情况下机组的调节需求。

### 1.1 UEL 控制结构

欠励限制用来限制机组进相运行深度, 防止发电机因励磁水平过低而失稳以及定子端部的损耗过热问题, 并起到降低发电机失磁保护误动作风险的作用<sup>[19-23]</sup>。EXC9100 励磁调节器 UEL 模型如图 2 所示。图中  $P_t$  为发电机有功功率,  $U_t$  为机端电压, 通过欠励限制边界线函数  $f(P_t, U_t) = K_u P_t + C U_t^2$  计算得出无功限制值  $Q_{lim}$  (其中  $K_u$  为斜率,  $C$  为截距, 斜率为正值, 截距为负值), 再与当前发电机实际无功值  $Q_t$  作差得到差值量  $h$ , 最后经过一个积分环节输出 UEL 控制量, 以“+”叠加的方式接入主环电压叠加点处, 起到增磁作用。

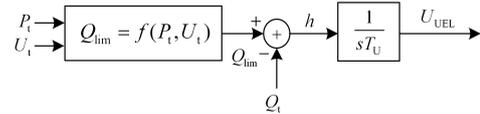


图 2 UEL 原理模型

Fig. 2 Principle model of UEL

### 1.2 VFL 控制结构

伏赫兹限制的目的是维持机组电压与频率的比值(即伏赫比)在一定的安全范围内, 避免发电机及主变压器激磁回路出现饱和状态<sup>[21-26]</sup>。EXC9100 励磁调节器 VFL 模型如图 3 所示。图中  $U_t/f$  为发电机当前伏赫比,  $VF_{lim}$  为伏赫比限制值, 二者作差得到差值量  $s$ , 并经过一个积分环节输出 VFL 控制量, 最后以“-”叠加的方式接入主环控制电压叠加点处, 起到减磁作用。

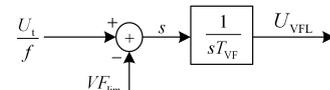


图 3 VFL 原理模型

Fig. 3 Principle model of VFL

### 1.3 OEL 控制结构

过励限制用于限制发电机励磁电流在一定的安全范围内, 避免励磁绕组过热, 同时充分利用励磁绕组短时过载能力, 在电网需要时提供足够的无功支撑<sup>[27-28]</sup>。EXC9100 励磁调节器 OEL 模型如图 4 所示。图中  $I_{\text{Flim}}$  为发电机励磁电流限制值,  $I_F$  为当前实际励磁电流值, 二者作差得到差值量  $U_{\text{OEL}}$ , 并与综合电压信号  $U_s$  一起经过一个低通门进行主辅环控制的切换。若低通门输出  $U_{\text{OEL}}$ , 则将超前-滞后环节增益系数  $K_A$  切换为  $K_F$ , 最后经由整流器环节输出励磁电压值。

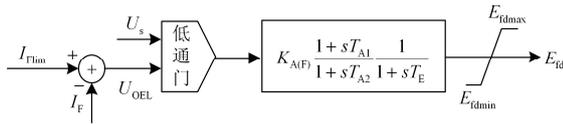


图 4 OEL 原理模型

Fig. 4 Principle model of OEL

## 2 励磁辅环参数对系统阻尼的影响分析

基础 Heffron-Phillips 模型(以下简称 H-P 模型)中不包含 PSS 和各类励磁辅环控制, 需根据具体的 PSS 及辅环控制结构将其模型补充到基础模型中形成扩展 H-P 模型。根据阻尼转矩分析方法, 系统的电磁转矩可分解为阻尼转矩与同步转矩。且根据叠加定理, 系统阻尼转矩又可分解为固有阻尼转矩、PSS 附加阻尼转矩、励磁辅环控制提供的阻尼转矩和  $D$  系数阻尼转矩。考虑到系统固有阻尼转矩相比于辅环控制提供的阻尼转矩来说可忽略<sup>[8]</sup>, 且  $D$  系数阻尼转矩仅由阻尼系数  $D$  决定, 通常不发生变化。因此本文主要讨论各类辅环控制参数如何影响 PSS 附加阻尼转矩以及辅环控制自身提供的阻尼转矩。

### 2.1 UEL 对系统阻尼的影响分析

含 UEL 和 PSS 的扩展 H-P 模型如图 5 所示(红色线标注为基于原始 H-P 模型新增的扩展部分)。图中  $\Delta M_{e1}$ 、 $\Delta M_{e2}$  为电磁转矩, 其中  $\Delta M_{e1} = K_1 \Delta \delta$  属于同步转矩, 因此该部分内容只考虑辅环参数对  $\Delta M_{e2}$  的影响;  $\Delta \omega$  为发电机转速增量;  $\Delta \delta$  为功角增量;  $\Delta U_{\text{PSS}}$  为 PSS 输出增量;  $\Delta U_{\text{ref}}$  为励磁参考电压增量;  $\Delta E_{fd}$  为励磁电压增量;  $\Delta E_q'$  为发电机暂态电势增量;  $\Delta h$  为辅环控制输入增量;  $\Delta U_{\text{UEL}}$  为辅环控制输出增量;  $T_{d0}'$  为发电机定子开路励磁绕组时间常数;  $T_J$  为发电机转动惯量;  $\omega_0$  为同步转速;  $K_1 - K_8$  为 H-P 模型系数, 详细计算公式见附录 A。UEL 传递函数为  $G_{\text{UEL}}(s) = 1/(sT_U)$ , 其中  $T_U$  为 UEL

时间常数。PSS 以发电机转速增量为输入信号, 传递函数为  $G_{\text{PSS}}(s) = K_p s T_W (1+sT_1)(1+sT_3) / [(1+sT_W)(1+sT_2)(1+sT_4)]$ , 其中  $K_p$  为 PSS 增益,  $T_W$  为隔直环节时间常数,  $T_1 - T_4$  为相位补偿环节时间常数。主环电压控制传递函数为  $G_{\text{AVR}}(s) = K_A (1+sT_{A1}) / [(1+sT_{A2})(1+sT_E)]$ , 其中  $K_A$  为主环控制增益系数,  $T_E$  为励磁系统时间常数,  $T_{A1}$  和  $T_{A2}$  为超前-滞后校正环节时间常数。

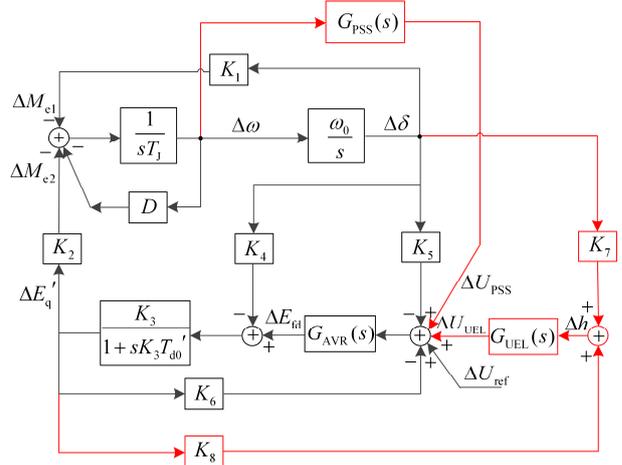


图 5 含 UEL 的扩展 H-P 模型

Fig. 5 Extended H-P model with UEL

如前文所述,  $\Delta M_{e2}$  的阻尼转矩可分解为经由  $K_4$  和  $K_5$  的固有阻尼转矩、 $D$  系数阻尼转矩、经由  $K_7$  的 UEL 阻尼转矩以及经由  $G_{\text{PSS}}(s)$  的 PSS 附加阻尼转矩, 对于后两者阻尼转矩系数表达式的推导可参照附录 B 首先确定相应电磁转矩的表达式, 随即得到阻尼转矩分量。推导得出的 UEL 所提供的阻尼转矩系数表达式为(快速励磁系统的时间常数  $T_E$  很小, 可忽略其影响)

$$\Delta M_{\text{DU}} = -\frac{K_2 K_3 K_7 K_A \cdot a_1 + T_{A1} a_3 \omega_d + (T_{A1} a_4 - a_2) \omega_d^2}{T_U \omega_d^2 (a_1 - a_2 \omega_d^2)^2 + (a_3 + a_4 \omega_d)^2} \quad (1)$$

式中:  $\omega_d$  为系统振荡频率;  $a_1 = 1 + K_3 K_A (K_6 - K_8 T_{A1} / T_U)$ ;  $a_2 = K_3 T_{d0}' T_{A2}$ ;  $a_3 = K_3 K_8 K_A / (\omega_d T_U)$ ;  $a_4 = T_{A2} + K_3 T_{d0}' + K_3 K_6 K_A T_{A1}$ 。

由于  $\Delta M_{\text{DU}}$  分母恒为正值, 因此仅需讨论辅环参数对分子的影响。由 H-P 模型系数公式可知,  $K_2$ 、 $K_3$  和  $K_6$  在进相工况下均为正值。且根据文献[15]所述, 通常在 UEL 边界线斜率  $K_u$  与截距  $C$  的实际取值范围内可满足  $K_7 > 0$ ,  $K_8 < 0$ , 故可知  $a_1$ 、 $a_2$  和  $a_4$  均为正值。励磁主环增益  $K_A \gg 0$ , 则有  $a_3 < 0$ 。



且  $\omega_0 \gg 1$ , 则  $c_5$  和  $c_6$  均为负值, 因此  $c_6(c_3+c_4\omega_d) < 0$ 。考虑到  $\omega_d^2 \gg 1$ , 则有  $(c_1-c_2\omega_d^2) < 0$ ,  $c_5(c_1-c_2\omega_d^2) > 0$ , 故  $\Delta M_{DVF}$  分子的正负需根据具体发电机参数及运行工况确定, VFL 提供正向或负向阻尼转矩均有可能。与 UEL 情况类似,  $\Delta M_{DVF}$  分子与分母中均含有  $T_{VF}$ , 且阶数并不单一, 因此其对 VFL 阻尼转矩的影响规律同样需视具体参数而定。

$T_{VF}$  对 PSS 附加正向阻尼转矩的影响也与 UEL 类似, 其分析方式和结果同 2.1 节中 UEL 相关结论, 即  $T_{VF}$  取值较小时将恶化 PSS 附加的正向阻尼转矩作用, 甚至变化为负向阻尼。

### 2.3 OEL 对系统阻尼的影响分析

含 OEL 和 PSS 的扩展 H-P 模型如图 7 所示。OEL 扩展 H-P 模型与前两者有较大不同, 由于其输出信号  $\Delta U_{OEL}$  并非引至电压叠加点处, 而是与综合电压误差信号一起通入低通门进行低值选择, 由主环控制切换为辅环控制, 故其 H-P 模型没有新增外部支路。图中  $K_9$ 、 $K_{10}$  表达式见附录 A, 将  $G_{AVR}(s)$  中  $K_A$  替换为  $K_F$  即得到  $G_{AVR}(s)'$ 。

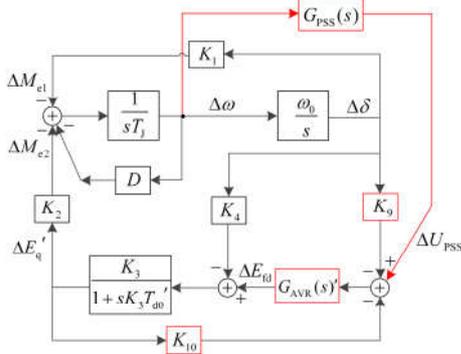


图 7 含 OEL 的扩展 H-P 模型

Fig. 7 Extended H-P model with OEL

同样可参照附录 B 推导得出 OEL 提供的阻尼转矩系数表达式为

$$\Delta M_{DO} = K_2 K_3 K_4 \frac{d_2(d_1 - d_4) + d_3 d_4 \omega_d^2}{(d_1 \omega_d)^2 + (d_2 - d_3 \omega_d^2)^2} \quad (6)$$

式中:  $d_1 = K_3 T_{d0}' + T_{A2} + K_F T_{A1} / X_{ad}$ ;  $d_2 = 1 + K_F / X_{ad}$ ;  $d_3 = K_3 T_{d0}' T_{A2}$ ;  $d_4 = K_F T_{A1} / X_{ad} + T_{A2}$ ,  $X_{ad}$  为发电机  $d$  轴电枢反应电抗。由附录 A 可知, 在过励情况下  $K_2 - K_4$  均为正值, 则  $d_1 - d_4 = K_3 T_{d0}' > 0$ , 加之  $d_2 - d_4$  同为正值, 故 OEL 提供正向阻尼转矩。进一步分析  $\Delta M_{DO}$  随  $K_F$  的变化情况。当  $K_F$  较小时, 考虑到  $T_{A1}$  同样较小, 则可忽略  $d_1$  中  $K_F T_{A1} / X_{ad}$  项, 且  $d_2$  相比  $d_3 \omega_d^2$  小得多, 则可忽略  $\Delta M_{DO}$  分母中  $K_F$

相关项。而分子中  $d_1 - d_4$  值较大, 且  $d_2$  和  $d_4$  均与  $K_F$  呈正相关。因此  $K_F$  较小时, 随着  $K_F$  的增大,  $\Delta M_{DO}$  增大, OEL 正向阻尼转矩作用增强; 当  $K_F$  较大时,  $\Delta M_{DO}$  分母中  $K_F$  相关项不可忽略, 随着  $K_F$  增大,  $d_1$  和  $d_2$  近似呈二次增加, 而分子中  $K_F$  相关项为一次项, 故  $\Delta M_{DO}$  减小, OEL 提供的阻尼转矩作用减弱。

再来考虑 OEL 对 PSS 附加阻尼转矩的影响。结合附录 B 可得出 OEL 动作后 PSS 附加电磁转矩表达式为

$$\Delta M_p = K_2 G(s) G_{PSS}(s) \quad (7)$$

通常  $G_{PSS}(s)$  会补偿较大相位, 将  $G(s)$  表达式代入后可近似得出 PSS 附加阻尼转矩系数表达式为

$$\Delta M_{DP} = K_2 K_3 K_F |G_{PSS}(s)| \frac{(d_1 - T_{A1} d_2) \omega_d + d_3 T_{A1} \omega_d^3}{(d_1 \omega_d)^2 + (d_2 - d_3 \omega_d^2)^2} \quad (8)$$

式中:  $d_1 - T_{A1} d_2 = K_3 T_{d0}' + T_{A2} - T_{A1} > 0$ , 则有  $\Delta M_{DP} > 0$ , OEL 动作后 PSS 仍然提供正向阻尼转矩。考虑到  $\Delta M_{DP}$  分子与  $K_F$  为正比例关系, 分母与式(6)中分母一致, 故  $K_F$  对  $\Delta M_{DP}$  的影响与  $\Delta M_{DO}$  相同, 即随着  $K_F$  的增大  $\Delta M_{DP}$  呈先增大后减小的趋势。

## 3 仿真实验

为了验证第 2 节中理论分析的正确性, 以图 8 所示的单机无穷大系统为例进行仿真实验, 机组参数及初始工况见附录 C。



图 8 单机无穷大系统

Fig. 8 Single machine to infinite bus

### 3.1 UEL 仿真分析验证

UEL 主要作用为限制发电机进相运行深度, 因此, 可在励磁电压参考值处设置负阶跃扰动迫使 UEL 动作, 针对  $K_u$ 、 $C$  和  $T_U$  3 个辅环参数设置三组测试, 计算各部分阻尼转矩并测试有功功率波形, 验证前文分析结论的正确性, 具体测试方案如下:

第一组测试设置 UEL 边界线斜率  $K_u$  的变化范围为 0~1.0,  $C = -0.7$ ,  $T_U = 4$ ;

第二组测试设置 UEL 边界线截距  $|C|$  的变化范围为 0~1.0,  $K_u = 0.1$ ,  $T_U = 4$ ;

第三组测试设置 UEL 时间常数  $T_U$  的变化范围为 0~10,  $K_u = 0.1$ ,  $C = -0.15$ 。

三组测试前提条件均为  $t = 2$  s 时, 在  $U_{REF}$  处施加  $-0.08$  p.u. 的阶跃扰动, 对比不同辅环参数下的仿真结果如图 9 所示。图中三组测试结果由系统阻尼

转矩系数和发电机有功功率两部分组成。由图 9(a)可知, UEL 提供正向阻尼转矩, 且随着 UEL 边界线斜率  $K_u$  的增加,  $\Delta M_{DU}$  逐渐增大, 而 PSS 附加阻尼转矩  $\Delta M_{DP}$  则逐渐减小; 图 9(b)中随着  $|C|$  增大,  $\Delta M_{DP}$  随之增加; 图 9(c)中  $T_U$  较小时  $\Delta M_{DP}$  为负值, 当  $T_U$  增大后  $\Delta M_{DP}$  由负变正, 上述结论与前文理论分析一致。  $\Delta M_D$  为系统各部分阻尼转矩之和, 图 9(a)中  $\Delta M_D$  随着  $K_u$  增大而减小, 且有功功率波形振荡程度也有所增加, 说明系统阻尼逐渐减弱, 理论计算与时域仿真结果一致。图 9(b)和图 9(c)中  $\Delta M_D$  与仿真波形阻尼变化情况也可对应。综上所述, 利用阻尼转矩法得出的 UEL 辅环参数选取依据可用于指导工程实际中对于 EXC9100 型 UEL 的参数整定。

### 3.2 VFL 仿真分析验证

对 VFL 的测试同样可在励磁电压参考值处设置正阶跃扰动实现。具体测试方案为:  $t=2\text{ s}$  时, 在  $U_{REF}$  处施加  $+0.1\text{ p.u.}$  的阶跃扰动, 设置 VFL 时间常数  $T_{VF}$  的变化范围为  $0\sim 2.0$ , 得出系统各部分阻尼转矩计算结果及有功功率测试结果如图 10 所示。

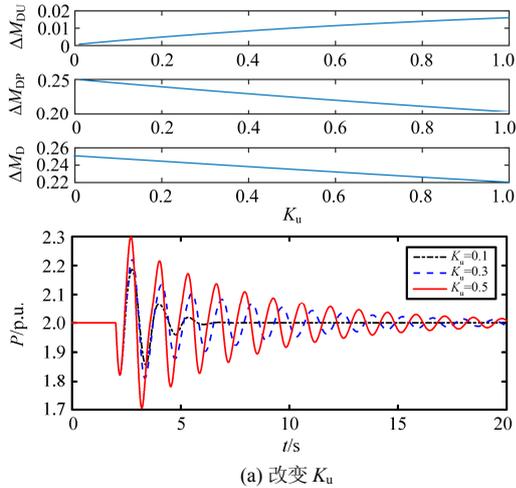
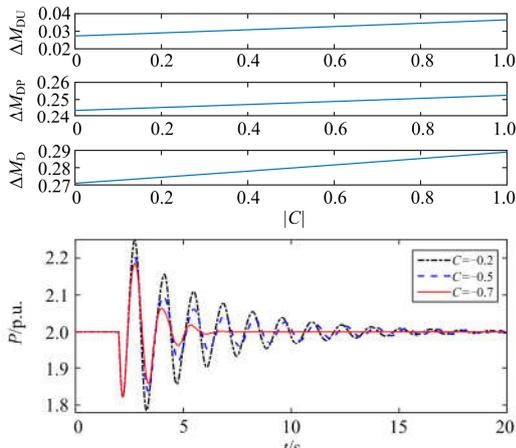
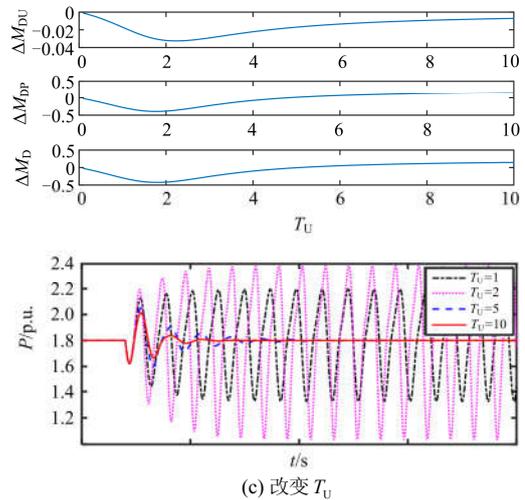
(a) 改变  $K_u$ (b) 改变  $C$ (c) 改变  $T_U$ 

图 9 UEL 参数对系统阻尼影响的仿真结果

Fig. 9 Simulation results of the influence of UEL parameters on system damping

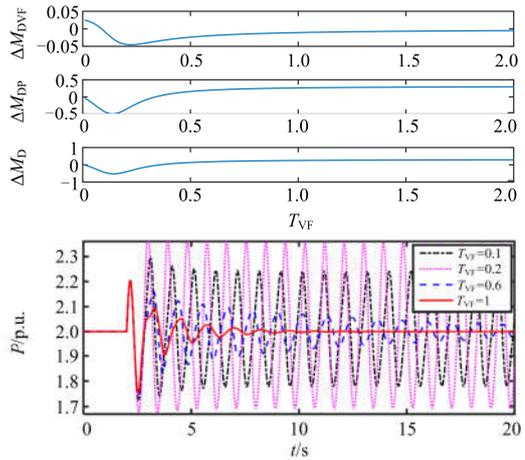


图 10 VFL 参数对系统阻尼影响的仿真结果

Fig. 10 Simulation results of the influence of VFL parameters on system damping

由图 10 可知, 在此组发电机参数及初始运行工况条件下  $\Delta M_{DVF}$  的变化规律并非单调, 其值正负视  $T_{VF}$  大小而定。且  $T_{VF}$  较小时  $\Delta M_{DP}$  为负值, 当  $T_U$  增大后  $\Delta M_{DP}$  逐渐变为正值, 与前文理论分析结果一致。由于  $\Delta M_{DVF}$  相比  $\Delta M_{DP}$  而言变化程度较小, 故  $\Delta M_D$  的变化规律与  $\Delta M_{DP}$  一致。从有功曲线中也可可见当  $T_{VF}$  取  $0.2$  时系统阻尼已经很小, 增大  $T_{VF}$  可使有功曲线振荡减弱, 系统阻尼增强。因此, 工程实际中对于此类 VFL 的时间常数取值不宜过小。

### 3.3 OEL 仿真分析验证

OEL 测试方式与 VFL 一致, 即  $t=2\text{ s}$  时, 在  $U_{REF}$  处施加  $+0.1\text{ p.u.}$  的阶跃扰动, 设置  $K_F$  变化范围为

0~100, 得出各部分的阻尼转矩计算结果及有功功率测试结果如图 11 所示。

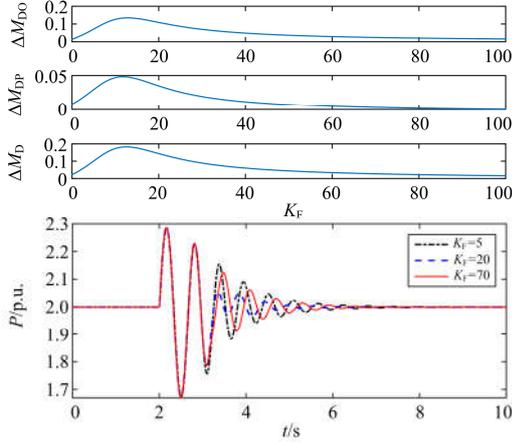


图 11 OEL 参数对系统阻尼影响的仿真结果

Fig. 11 Simulation results of the influence of OEL parameters on system damping

图 11 中随着  $K_F$  增大,  $\Delta M_{D0}$  与  $\Delta M_{DP}$  均呈现先增大后减小的变化规律, 系统总阻尼转矩  $\Delta M_D$  变化规律与其相同, 计算结果可与前文理论分析相对应。且有功曲线振荡程度先减弱后增强, 说明系统阻尼先增加后减小, 时域仿真得出的系统阻尼变化规律与  $\Delta M_D$  变化规律一致。因此, OEL 增益  $K_F$  的取值过大或过小均易恶化系统阻尼, 工程实际中对于  $K_F$  需谨慎取值。

#### 4 结论

本文以 EXC9100 励磁调节器辅环控制模型为研究对象, 提出了一套励磁辅环控制参数对系统阻尼影响的分析思路。首先推导了含 UEL、VFL 及 OEL 的扩展 H-P 模型, 接着采用阻尼转矩方法分析了各类辅环参数对系统各部分阻尼转矩的影响, 最后得到了辅环参数选取的理论依据。本文的主要结论如下。

1) UEL 提供正向阻尼转矩, 增大 UEL 边界线斜率  $K_u$  有助于增强该部分阻尼转矩, 但会减弱 PSS 附加正向阻尼转矩; UEL 时间常数  $T_U$  设置较小易使 PSS 附加阻尼转矩由正变负, 适当增大时间常数有利于系统稳定; 增大 UEL 边界线截距  $C$  同样会减弱 PSS 附加阻尼转矩。

2) VFL 提供的阻尼转矩正负性并不确定, 且与 UEL 类似, 时间常数  $T_{VF}$  设置过小易使得 PSS 附加阻尼转矩由正变负, 适当增大时间常数有利于系统稳定。

3) OEL 提供正向阻尼转矩, 随着增益系数  $K_F$

的增大, OEL 提供的阻尼转矩和 PSS 附加阻尼转矩均呈现先增强后减弱的变化趋势。

4) 根据叠加定理, 综合考虑发电机各部分阻尼转矩随辅环参数的变化规律, 可得出典型工况下 EXC9100 励磁辅环参数影响系统阻尼的规律: 增大 UEL 边界线斜率和截距, 减小时间常数  $T_U$  均会恶化系统阻尼; 增大 VFL 时间常数  $T_{VF}$  有助于增强系统阻尼; OEL 增益  $K_F$  过大或过小均易恶化系统阻尼。

#### 附录 A

图 A1 所示为单机无穷大系统, 参数  $K_1$ — $K_6$  为基础 Heffron-Phillips 模型参数。含 UEL、VFL 和 OEL 的扩展 Heffron-Phillips 模型中新增参数  $K_7$ — $K_{10}$  的推导过程如下。

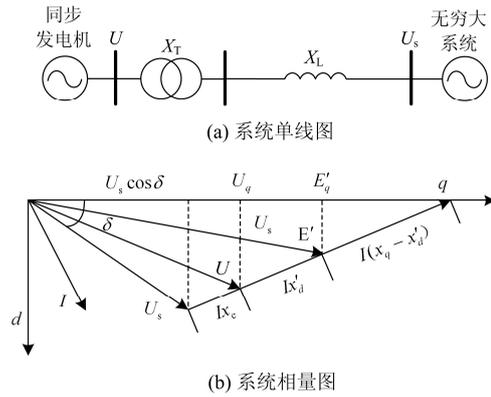


图 A1 单机无穷大系统

Fig. A1 Single generator-infinite bus system

根据图 A1 所示的系统, 结合发电机基本方程可推导出机端电压、电流直轴和交轴分量的增量表达式为

$$\begin{cases} \Delta U_d = \frac{x_q U_s \cos \delta_0}{x_q + x_e} \Delta \delta \\ \Delta U_q = \frac{x_e}{x'_d + x_e} \Delta E'_q - \frac{x'_d U_s \sin \delta_0}{x'_d + x_e} \Delta \delta \\ \Delta I_d = \frac{1}{x'_d + x_e} \Delta E'_q + \frac{U_s \sin \delta_0}{x'_d + x_e} \Delta \delta \\ \Delta I_q = \frac{U_s \cos \delta_0}{x'_q + x_e} \Delta \delta \end{cases} \quad (A1)$$

进而得出发电机有功  $P$ 、暂态电势  $E_q$  和机端电压  $U$  的增量表达式为

$$\begin{cases} \Delta P = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E'_q \\ \Delta E_q = K_4 \Delta \delta + K_3^{-1} \Delta E'_q \\ \Delta U = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E'_q \end{cases} \quad (A2)$$

$K_1$ — $K_6$  表达式为

$$\left\{ \begin{aligned} K_1 &= \frac{(U_{d0} - I_{q0}x'_d)(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{x'_d + x_e} + \frac{(U_{q0} - I_{d0}x_e)(U_{q0} + I_{d0}x_q)}{x_q + x_e} \\ K_2 &= \frac{(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{x'_d + x_e} \\ K_3 &= \frac{x'_d + x_e}{x_d + x_e} \\ K_4 &= \frac{(U_{d0} + I_{q0}x_e)(x_d - x'_d)}{x'_d + x_e} \\ K_5 &= \frac{U_{d0}x_q(U_{q0} - I_{d0}x_e)}{U_{10}(x_q + x_e)} - \frac{U_{q0}x'_d(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{U_{10}(x'_d + x_e)} \\ K_6 &= \frac{U_{q0}x_e}{U_{10}(x'_d + x_e)} \end{aligned} \right. \quad (\text{A3})$$

式(A1)一式(A3)的推导过程详见文献[11], 式中:  $U_{d0}$  和  $U_{q0}$  分别为稳态运行初始时刻机端电压直轴和交轴分量;  $I_{d0}$  和  $I_{q0}$  分别为稳态运行初始时刻机端电流直轴和交轴分量;  $x'_d$  为发电机直轴暂态电抗;  $x_q$  为发电机交轴电抗;  $x_e$  为系统联系电抗。

1) UEL 动作后的无功差值信号增量设为  $\Delta h$ , 根据 UEL 原理可得  $\Delta h$  的表达式, 略去其中增量的二次项可得

$$\Delta h = K_u \Delta P + 2CU_0 \Delta U - \Delta Q \quad (\text{A4})$$

将式(A1)一式(A3)代入式(A4)可得

$$\Delta h = K_7 \Delta \delta + K_8 \Delta E'_q \quad (\text{A5})$$

其中

$$\left\{ \begin{aligned} K_7 &= \frac{K_u (U_{d0} - I_{q0}x'_d)(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{x'_d + x_e} + \frac{K_u (U_{q0} + I_{d0}x_q)(U_{q0} - I_{d0}x_e)}{x_q + x_e} - \frac{(U_{q0} + I_{d0}x'_d)(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{x'_d + x_e} \\ &\quad - \frac{(U_{d0} + I_{q0}x_q)(U_{q0} - I_{d0}x_e)}{x_q + x_e} \\ K_8 &= \frac{2CU_{d0}x_q(U_{q0} - I_{d0}x_e)}{x_q + x_e} - \frac{2CU_{q0}x'_d(U_{d0} + I_{q0}x_e)}{x'_d + x_e} \\ &\quad - \frac{K_u (U_{d0} + I_{q0}x_e) + 2CU_{q0}x_e}{x'_d + x_e} - \frac{U_{q0} + I_{d0}x_e}{x'_d + x_e} \end{aligned} \right. \quad (\text{A6})$$

2) VFL 动作后的伏赫比差值信号增量设为  $\Delta s$ , 根据 VFL 原理可得  $\Delta s$  的表达式, 略去其中增量的二次项可得

$$\Delta s = \frac{\Delta U \omega_0 - U_0 \Delta \omega}{\omega_0^2} \quad (\text{A7})$$

考虑到  $\omega_0 \approx 1$ ,  $U_0 \approx 1$ , 结合式(A2)和式(A3)可得

$$\Delta s = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E'_q - \Delta \omega \quad (\text{A8})$$

VFL 动作后并未引入新的 H-P 系数。

3) OEL 动作后的励磁电流差值信号增量设为  $\Delta m$ , 根据 OEL 原理可得  $\Delta m$  的表达式为

$$\Delta m = -\frac{\Delta E'_q}{X_{ad}} \quad (\text{A9})$$

结合式(A2)和式(A3)可得

$$\Delta m = -(K_9 \Delta \delta + K_{10} \Delta E'_q) \quad (\text{A10})$$

式中:  $K_9 = \frac{K_4}{X_{ad}}$ ;  $K_{10} = \frac{K_3^{-1}}{X_{ad}}$ ;  $X_{ad}$  为发电机  $d$  轴电枢反应电抗。

## 附录 B

图 B1 所示为含 UEL 的系统阻尼转矩分解图, 可分别求得 UEL 与 PSS 提供的电磁转矩传递函数  $\Delta M_U/\Delta \delta$ ,  $\Delta M_P/\Delta \delta$ , 进而得出 UEL 与 PSS 提供的阻尼转矩系数  $\Delta M_{DU}$ 、 $\Delta M_{DP}$  表达式为  $\text{Im}(\Delta M_U/\Delta \delta)/\omega_d$ ,  $\text{Im}(\Delta M_P/\Delta \delta)/\omega_d$ 。

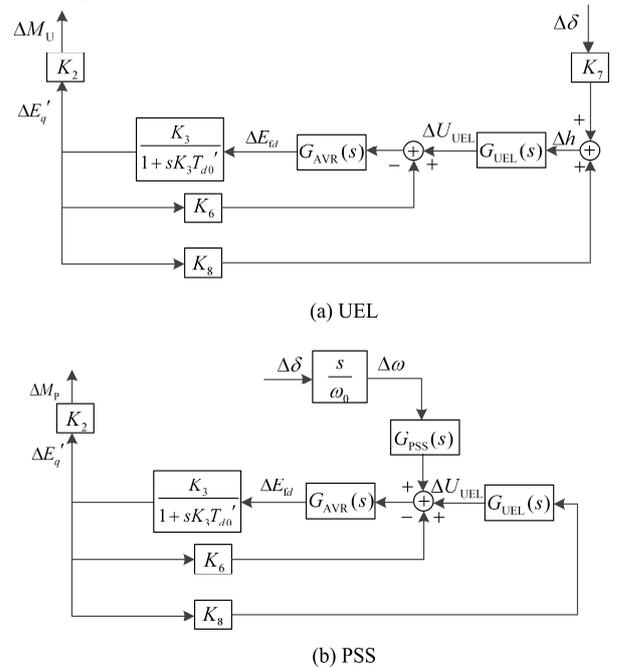


图 B1 含 UEL 的扩展 H-P 模型-阻尼转矩分解图

Fig. B1 Damping torque decomposition diagram of extended H-P model with UEL

图 B2 所示为含 VFL 的系统阻尼转矩分解图, 可分别求得 VFL 与 PSS 提供的电磁转矩传递函数  $\Delta M_{VF}/\Delta \delta$ ,  $\Delta M_P/\Delta \delta$ , 进而得出 VFL 与 PSS 提供阻尼转矩系数  $\Delta M_{DVF}$ 、 $\Delta M_{DP}$  表达式为  $\text{Im}(\Delta M_{VF}/\Delta \delta)/\omega_d$ ,  $\text{Im}(\Delta M_P/\Delta \delta)/\omega_d$ 。

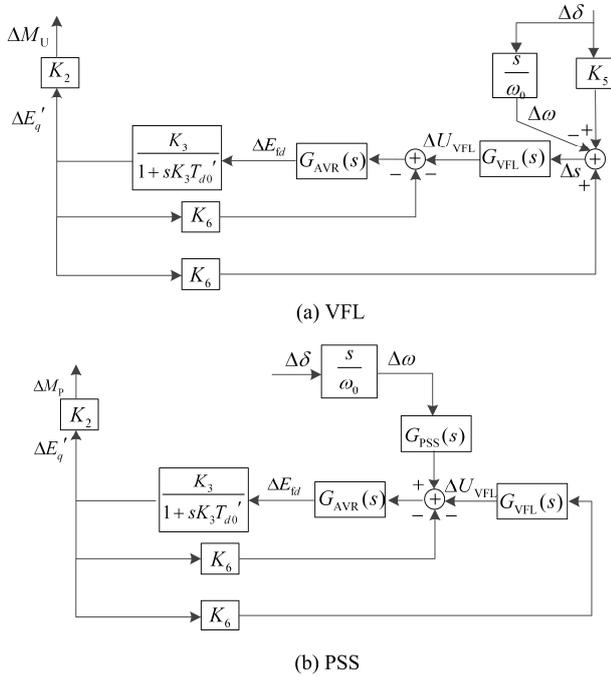


图 B2 含 VFL 的扩展 H-P 模型-阻尼转矩分解图  
Fig. B2 Damping torque decomposition diagram of extended H-P model with VFL

图 B3 所示为含 OEL 的系统阻尼转矩分解图，可分别求得 OEL 与 PSS 提供的电磁转矩传递函数  $\Delta M_O/\Delta\delta$ 、 $\Delta M_p/\Delta\delta$ ，进而得出 OEL 与 PSS 提供阻尼转矩系数  $\Delta M_{DO}$ 、 $\Delta M_{DP}$  表达式为  $\text{Im}(\Delta M_O/\Delta\delta)/\omega_d$ 、 $\text{Im}(\Delta M_p/\Delta\delta)/\omega_d$ 。

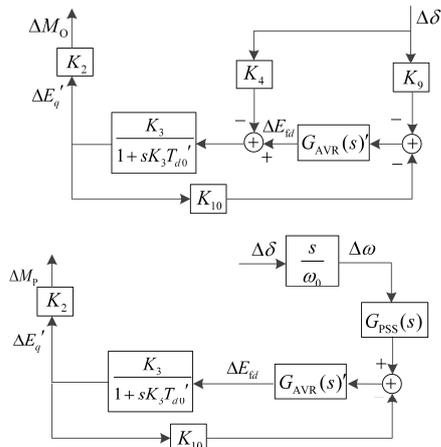


图 B3 含 OEL 的扩展 H-P 模型-阻尼转矩分解图  
Fig. B3 Damping torque decomposition diagram of extended H-P model with OEL

附录 C

单机无穷大系统算例参数：

发电机采用三阶系统， $S_B = 100 \text{ MVA}$ ，机组参数及初始工况设置见表 C1(未注明单位为标么值)。

对该系统振荡模态进行分析可得  $\omega_d = 1.23 \text{ Hz}$ 。

表 C1 单机无穷大系统算例参数

Table C1 Parameters of single generator-infinite bus system

机组参数	取值
$X_d$	0.425
$X_q$	0.285
$X_d'$	0.137
$X_{ad}$	0.386
$X_c(X_T + X_L)$	0.067
$T_{d0}'$	7.514 s
$T_J$	4.13 s
$D$	0
$f_0$	50 Hz
$K_A$	50
$T_{A1}$	0.086
$T_{A2}$	1.214
$T_E$	0.003 3
$K_p$	5
$T_w$	10
$T_1$	0.388
$T_2$	0.051
$T_3$	0.388
$T_4$	0.051
$P_1$	2
$Q_1$	0.55
$U_1$	1.01

参考文献

[1] BAI Feifei, LIU Yong, LIU Yilu, et al. A measurement-based approach for power system instability early warning[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2016, 1(1): 17-25. DOI: 10.1186/ s41601-016-0014-0.

[2] 苏咏梅, 王振宇, 易善明. 不同风力发电机组同时并网稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(6): 101-107.

SU Yongmei, WANG Zhenyu, YI Shanming. Stability analysis for wind power integration with different WTGS[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(6): 101-107.

[3] 王荣杰, 詹宜巨, 周海峰, 等. 基于差分进化机理优化的 PID 控制的 AVR 系统[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(24): 108-114.

WANG Rongjie, ZHAN Yiju, ZHOU Haifeng, et al. PID controlled AVR system based on differential evolution mechanism optimization[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(24): 108-114.

[4] 李宗泽, 史成军. 基于二维云模型同步发电机 PID 励磁系统仿真[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(7): 19-24.

- LI Zongze, SHI Chengjun. Simulation research on PID excitation system of synchronous generator based on two-dimensional cloud model[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(7): 19-24.
- [5] 郭磊, 张英敏, 李兴源. 基于改进射影控制的互联系统附加励磁控制器设计[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(6): 8-14.
- GUO Lei, ZHANG Yingmin, LI Xingyuan. Supplementary excitation controller design of interconnected power system based on modified projective control[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(6): 8-14.
- [6] RAMOS A J P, LINS L R, FITTIPALDI E H D, et al. Performance of under excitation limiter of synchronous machines for system critical disturbances[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1997, 12(4): 1702-1707.
- [7] CHOI S S, LARKIN R, BASTICK M T, et al. Effects of under-excitation limiters on operation of remote generating station[J]. IEEE Proceedings: Generation, Transmission and Distribution, 1991, 138(6): 560-566.
- [8] 王清明. 300 MW 机组励磁低励限制引起功率异常波动分析[J]. 热力发电, 2009, 38(12): 75-77.
- WANG Qingming. Analysis of abnormal power fluctuation resulted from low excitation limit in excitation of 300 MW unit[J]. Thermal Power Generation, 2009, 38(12): 75-77.
- [9] 宋福海. 水口水电厂 7 号机组励磁系统异常分析[J]. 水电自动化与大坝监测, 2004, 28(6): 8-11.
- SONG Fuhai. Analysis on excitation system abnormality of unit 7 in the Shuikou hydropower station[J]. Hydropower Automation and Dam Monitoring, 2004, 28(6): 8-11.
- [10] 李小腾, 李树芑, 周倩, 等. 大中型水利发电机组自并励励磁系统模型应用研究[J]. 陕西电力, 2016, 44(1): 78-82, 86.
- LI Xiaoteng, LI Shupeng, ZHOU Qian, et al. Application of self-aligning excitation system model for large and medium hydroelectric generating sets[J]. Shaanxi Electric Power, 2016, 44(1): 78-82, 86.
- [11] 邱青林. 发电机自并励励磁保护功能的完善[J]. 热力发电, 2009, 38(4): 77-78, 83.
- QIU Qinglin. The perfection of generator self-aligning excitation protection function[J]. Thermal Power Generation, 2009, 38(4): 77-78, 86.
- [12] 苏为民, 谢欢, 吴涛, 等. 励磁调节器辅助限制特性及技术指标探讨[J]. 中国电力, 2012, 45(12): 52-57.
- SU Weimin, XIE Huan, WU Tao, et al. Discussion on the auxiliary limiting characteristics and technical indicators of automatic voltage regulators[J]. Electric Power, 2012, 45(12): 52-57.
- [13] CHOI S S, JIA X M. Coordinated design of under-excitation limiters and power system stabilizers[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2000, 15(3): 937-944.
- [14] 丁傲, 谢欢, 刘平, 等. 发电机励磁调节器低励限制协调控制分析[J]. 电网技术, 2012, 36(8): 193-198.
- DING Ao, XIE Huan, LIU Ping, et al. Analysis on coordinated control of under-excitation limiter of generator excitation regulator[J]. Power System Technology, 2012, 36(8): 193-198.
- [15] 丁建顺, 王青, 马世英, 等. 发电机叠加型低励限制对电力系统动态稳定影响机制[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(8): 78-91.
- DING Jianshun, WANG Qing, MA Shiyang, et al. Influence mechanism of superimposed type of under excitation limiter in generators on power system dynamic stability[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(8): 78-91.
- [16] JIA X M, CHOI S S. Design of volts per hertz limiter with consideration of the under-excitation limiter control actions[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2001, 16(2): 140-147.
- [17] LOMEI H, MUTTAQI K M, SUTANTO D. A new method to determine the activation time of the over-excitation limiter based on available generator rotor thermal capacity for improving long-term voltage instability[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(3): 1711-1720.
- [18] 胡玉梅, 刘继承, 魏敏, 等. 某抽蓄机组因励磁转子过电压保护动作导致停机失败的原因分析及探讨[J]. 陕西电力, 2016, 44(5): 81-84.
- HU Yumei, LIU Jicheng, WEI Min, et al. The cause analysis and discussion of the shutdown failure of a pumping and storage unit due to over-voltage protection of excited rotor[J]. Shaanxi Electric Power, 2016, 44(5): 81-84.
- [19] 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: 267-277.
- [20] CHOI S S, JIA X M. Under excitation limiter and its role in preventing excessive synchronous generator stator end-core heating[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2000, 15(1): 95 -101.
- [21] 王青, 刘肇旭, 孙华东, 等. 发电机低励限制功能的设置原则[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(6): 55-60.
- WANG Qing, LIU Zhaoxu, SUN Huadong, et al. General principle of generator under excitation limiter settings[J]. Power System Protection and Control, 2011, 39(6): 55-60.
- [22] 刘国华, 胡东平, 王啸, 等. 发电机励磁附加限制功能对系统稳定性的影响[J]. 宁夏电力, 2014, 79(5): 4-8.

- LIU Guohua, HU Dongping, WANG Xiao, et al. Influence of the additional restriction function for generator excitation on the power system stability[J]. Ningxia Electric Power, 2014, 79(5): 4-8.
- [23] 郭春平, 余振, 殷修涛. 发电机低励限制与失磁保护的配合整定计算[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(28): 129-132.
- GUO Chunping, YU Zhen, YIN Xiutao. Coordinative setting calculation of minimum-excitation limit and loss-of-excitation protection for generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(28): 129-132.
- [24] 刘喜泉, 陈小明, 毕欣颖, 等. 大型发电机 V/Hz 限制与过激磁保护整定配合研究[J]. 水电站机电技术, 2015, 38(9): 9-16.
- LIU Xiquan, CHEN Xiaoming, BI Xinying, et al. The study on matching setting of V/Hz limiter and over excitation protection for large generator[J]. Mechanical & Electrical Technique of Hydropower Station, 2015, 38(9): 9-16.
- [25] ALEXANDER M, ROBERT W D, SUNDAR V, et al. Excitation system protective limiters and their effect on Volt/Var control—design, computer modeling, and field testing[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2000, 15(4): 440-450.
- [26] 宋玮, 刘桂林. 发电机组伏赫兹限制与过激磁保护的配合整定研究[J]. 电工电气, 2014, 20(7): 8-12.
- SONG Wei, LIU Guilin. Study on coordination setting of generator V/Hz limit and over excitation protection[J]. Electric-engineering and Electrization, 2014, 20(7): 8-12.
- [27] 竺士章, 陈新琪. 励磁系统过励限制和过励保护[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(5): 112-115.
- ZHU Shizhang, CHEN Xinqi. Over-excitation limiter and protection of the excitation systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(5): 112-115.
- [28] 王葵, 孙莹. 电力系统自动化[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010.
- [29] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖, 等. 动态电力系统理论和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002.

收稿日期: 2017-09-19; 修回日期: 2017-10-17

作者简介:

周年光(1970—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为热能动力工程、高电压技术和电力系统稳定分析; E-mail: hee5391@163.com

王 钦(1995—), 男, 硕士研究生, 研究方向为励磁系统控制与稳定性分析; E-mail: 454922201@qq.com

姚 伟(1983—), 男, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统稳定性分析与控制。E-mail: w.yao@hust.edu.cn

(编辑 周金梅)