

系统阻抗对竞比型低励限制控制励磁系统的稳定性影响研究

刘思宇¹, 谢欢², 刘青³, 罗婧², 梁浩², 辛焕海⁴

(1. 国网唐山供电公司, 河北唐山 063000; 2. 国网冀北电力有限公司 电力科学研究院, 北京 100045;

3. 华北电力大学 电气与电子工程学院, 河北保定 071003; 4. 浙江大学 电气工程学院, 浙江杭州 310027)

摘要: 推导了单机-无穷大系统在竞比型低励限制(UEL)动作后的扩展菲利普斯模型,并基于阻尼转矩法分析了发电机励磁系统阻尼转矩系数及同步转矩系数随系统阻抗的变化特性;采用小干扰稳定性分析法,从特征根分布、阻尼比大小以及参与因子等方面研究了竞比型 UEL 动作后系统阻抗对系统稳定性的影响。研究表明:当竞比型 UEL 代替励磁主环控制励磁系统时,系统阻抗的增加能够提高系统阻尼,增强系统稳定性,但同时会对无功功率的稳定性产生不利的影响,增加无功功率的波动次数;基于某实际励磁调节器厂家 UEL 模型详细分析了其与励磁主环发生反复切换的机理,验证了无功功率波动的死区范围配合不当时会引发系统振荡的结论。

关键词: 系统阻抗; 低励限制; 励磁系统; 稳定性; 阻尼转矩分析法; 小干扰稳定性分析法

中图分类号: TM 712

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2017.09.024

0 引言

近年来,电网电压稳定性的要求不断提高,发电机励磁系统作为传统而有效的措施之一,也随之逐渐完善其辅助限制环节^[1-2]。低励限制 UEL(Under Excitation Limiter)是发电机励磁系统辅助环节的重要组成部分,但 UEL 的应用曾在多个地区引发系统振荡造成发电机失步事故^[3-5]。由于 UEL 结构的多样化及其加入励磁系统的方式各异^[6],事故发生的原因也各不相同。主要原因有 UEL 参数整定不当、与其他辅助限制配合不当、竞比型 UEL 与励磁主环发生反复切换、UEL 与保护配合不当^[7]等。

对于叠加型 UEL 而言,已有文献从其与电力系统稳定器 PSS(Power System Stabilizer)的配合频段、提供阻尼转矩的大小等方面分析了其引发系统振荡的原因。文献[8]提出了叠加型 UEL 加入系统与 PSS 的作用频段配合不当,会恶化系统阻尼从而引发系统各电气量持续振荡。文献[9]从阻尼转矩的角度分析了叠加型 UEL 的曲线斜率、截距等参数对系统各部分阻尼转矩的影响,同时考虑了不同系统工况对 UEL 产生阻尼大小的影响。

巴西某电厂^[10]的励磁系统采用竞比型 UEL,但因 UEL 增益整定值过大,导致 UEL 与励磁主环不断切换,造成系统功率振荡。四川某电厂^[11]同样发生了 UEL 与励磁主环反复切换的现象而使发电机失步,其主要原因是 UEL 的曲线斜率设定过大,无功功率在限制曲线边界波动导致 UEL 与主环控制切换。由此可见,竞比型 UEL 在整定过程中应注意避免与励

磁主环反复切换的现象发生。为了得出二者切换的机理,需要分析 UEL 动作后系统有功功率、无功功率、励磁电压等电气量的变化特性。

在整定 UEL 参数时往往令系统阻抗恒定,调节参数观察系统稳定性,没有考虑在不同系统阻抗下,该组 UEL 参数是否仍然具有较强的适应性。但在实际现场中,电厂对周边城市的送电距离及送电负荷各不相同,系统阻抗是由某台发电机组看出去,对整体送电网的等效。当因系统故障切除某些地方负荷,输电线路由双回变为单回,以及为了减小故障范围而改变电网结构时,等效的系统阻抗就会发生较大变化,此时若 UEL 参数没有很好的适应性就可能引发系统不正常运行。因此研究系统阻抗对 UEL 的影响是十分必要的。

本文从系统阻抗对 UEL 动作后系统稳定性的影响入手,推导了 UEL 动作后的扩展菲利普斯模型,运用阻尼转矩分析法得出阻尼转矩及同步转矩系数随系统阻抗的变化特性,并基于特征根分析法研究 UEL 动作后系统阻抗对系统特征根、参与因子及阻尼比的影响。最后,通过时域仿真 UEL 动作后有功功率及无功功率的变化特性分析了 UEL 与励磁主环切换的原因。

1 竞比型 UEL 的模型建立

典型的 UEL 是以发电机无功功率和 UEL 曲线的边界值之差为输入量,经过 UEL 增益、超前滞后环节及限幅环节后输出 UEL 控制信号^[12-14]。UEL 模型框图如图 1 所示。图中, P_t 、 Q_t 分别为发电机的输出有功功率、无功功率; U_t 为发电机端电压; $Q=f(P, U_t)$

为 UEL 曲线; K_{UEL} 为 UEL 增益; T_{U1} 、 T_{U2} 分别为 UEL 的超前、滞后时间常数; U_{UEL} 为 UEL 的输出控制信号; U_{UELmax} 、 U_{UELmin} 分别为 UEL 输出上、下限。

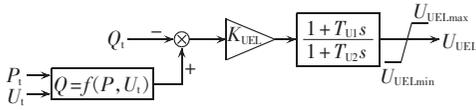


图 1 UEL 数学模型

Fig.1 Mathematical model of UEL

竞比型 UEL 表现为 UEL 的控制信号与励磁控制系统的主环经过竞比门的方式决定励磁电压的控制权。在 UEL 动作之前, 励磁系统由电压调节器控制; 当 UEL 动作后, 励磁主环则不再起作用而是由 UEL 作为励磁控制。该竞比门放在励磁系统主环控制之后, 如图 2 所示。图中, T_R 为测量时间常数; T_1 为励磁主环的超前时间常数; T_2 为励磁主环的滞后时间常数; K_{AVR} 为励磁主环的增益系数; HV 为高通竞比门; U_{Amax} 、 U_{Amin} 分别为励磁电压输出上、下限; E_{FD} 为励磁电压。

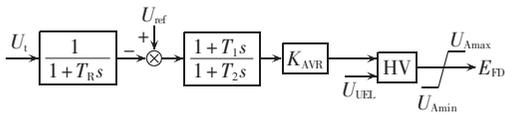


图 2 励磁控制系统模型

Fig.2 Model of excitation control system

2 UEL 控制下的阻尼转矩分析

阻尼转矩分析法即应用阻尼转矩与同步转矩的幅值、相位关系分析同步电机受到小干扰后动态过程的方法。根据文献[12]中的分析易得出, 励磁系统由电压调节器控制时, 系统同步转矩系数随系统阻抗的增大逐渐增大, 阻尼转矩系数逐渐减小, 稳定性逐渐变差。本文参考文献[15]中含 PSS 及叠加型 UEL 的扩展模型, 推导了竞比型 UEL 控制下的扩展菲利普斯模型, 如图 3 所示。

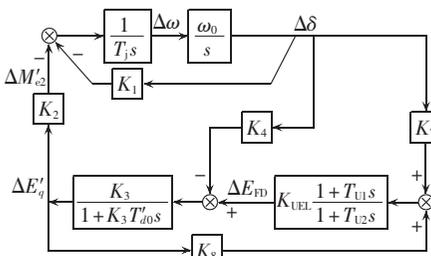


图 3 UEL 控制下的扩展菲利普斯模型

Fig.3 Extended Philips model controlled by UEL

图中, ω_0 为发电机同步转速; T_j 为发电机的转动惯量; T_{d0} 为发电机定子开路励磁绕组的时间常数; $\Delta M'_{e2}$ 为励磁调节器产生的电磁转矩偏差量; $\Delta E'_q$ 为暂态电动势的偏差量; $\Delta\omega$ 为发电机转速的偏差量; $\Delta\delta$ 为发电机功角的偏差量; ΔE_{FD} 为励磁电压偏差

量; K_1 — K_4 、 K_7 、 K_8 为菲利普斯模型系数, 计算公式如下所示。

$$K_1 = \frac{x_d - x'_d}{x'_d + x_1} I_{q0} U \sin \delta_0 + \frac{U \cos \delta}{x_q + x_1} E_{Q0}$$

$$K_2 = \frac{x_q + x_1}{x'_d + x_1} I_{q0}$$

$$K_3 = \frac{x'_d + x_1}{x_d + x_1}$$

$$K_4 = \frac{x_d - x'_d}{x'_d + x_1} U \sin \delta_0$$

$$K_7 = \frac{K_U U \cos \delta_0 (U_{id0} + I_{d0} x_q)}{x_q + x_1} +$$

$$\frac{K_U U \sin \delta_0 (U_{id0} - I_{q0} x'_d)}{x'_d + x_1} +$$

$$\frac{U \cos \delta_0 (U_{id0} + I_{q0} x_q)}{x_q + x_1} +$$

$$\frac{U \sin \delta_0 (I_{d0} x'_d - U_{id0})}{x'_d + x_1}$$

$$K_8 = \frac{K_U (U_{id0} + I_{q0} x_1)}{x'_d + x_1} - \frac{U_{id0} + I_{d0} x_1}{x'_d + x_1}$$

其中, U 为无穷大系统母线处母线电压; U_{id0} 、 U_{iq0} 分别为发电机机端电压直轴、交轴分量; I_{d0} 、 I_{q0} 分别为电枢电流直轴、交轴分量; x_d 、 x_q 分别为直轴、交轴同步电抗; x'_d 为直轴暂态电抗; x_1 为系统外部电抗; δ_0 为发电机功角; E_{Q0} 为发电机空载电势; K_U 为 UEL 曲线斜率。

由图 3 可看出 UEL 产生的电磁转矩偏差 $\Delta M'_{e2}$ 与发电机功角的变化量 $\Delta\delta$ 间的传递函数及框图, 如图 4 所示。

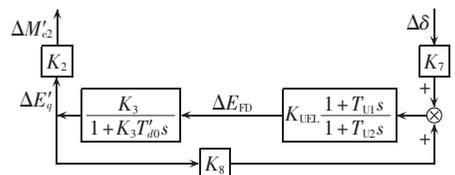


图 4 $\Delta M'_{e2}$ 与 $\Delta\delta$ 间传递函数框图

Fig.4 Block diagram of transfer function between $\Delta M'_{e2}$ and $\Delta\delta$

由图 4 可得:

$$\frac{\Delta M'_{e2}}{\Delta\delta} = \frac{K_2 K_7 K_{UEL} \frac{1+T_1s}{1+T_2s} \frac{K_3}{1+K_3 T'_{d0}s}}{1+K_8 K_{UEL} \frac{1+T_1s}{1+T_2s} \frac{K_3}{1+K_3 T'_{d0}s}} \quad (1)$$

同理将电磁转矩 $\Delta M'_{e2}$ 分解为同步转矩 $\Delta M'_s$ 及阻尼转矩 $\Delta M'_D$, 即:

$$\Delta M'_{e2} = \Delta M'_s \Delta\delta + \Delta M'_D s \Delta\delta \quad (2)$$

$$\Delta M'_s = \frac{K_2 K_3 K_7 K_{UEL} (1 - K_3 K_8 K_{UEL})}{(b_3 - b_1 \omega^2)^2 + (b_2 \omega)^2} +$$

$$\frac{K_2 K_3 K_7 K_{UEL} \omega^2 (T_1 T_2 + T_1^2 K_3 K_8 K_{UEL})}{(b_3 - b_1 \omega^2)^2 + (b_2 \omega)^2} +$$

$$\frac{K_2 K_3^2 K_7 K_{UEL} T'_{d0} \omega^2 (T_1 - T_2)}{(b_3 - b_1 \omega^2)^2 + (b_2 \omega)^2} \quad (3)$$

$$\Delta M'_D = \frac{K_2 K_3 K_7 K_{UEL} (T_1 - T_2)}{(b_3 - b_1 \omega^2)^2 + (b_2 \omega)^2} - \frac{K_2 K_3^2 K_7 K_{UEL} T'_{d0} (T_1 T_2 \omega^2 + 1)}{(b_3 - b_1 \omega^2)^2 + (b_2 \omega)^2} \quad (4)$$

$$b_1 = K_3 T'_{d0} T_2$$

$$b_2 = K_3 T'_{d0} + T_2 - T_1 K_3 K_8 K_{UEL}$$

$$b_3 = 1 - K_3 K_8 K_{UEL}$$

当 UEL 控制励磁系统时, 阻尼转矩及同步转矩系数的正负主要由系数 K_7 、 K_8 决定。忽略定子电阻, 系统不带地方负荷, 功角处于较稳定的运行状态时, K_7 在系统阻抗较小时取正值, 系统阻抗较大时变为负值, K_8 一般取负值, 且与系统阻抗呈反比趋势, K_7 、 K_8 随系统阻抗 x_1 的变化情况分别如图 5、图 6 所示 (x_1 为标么值, 下同)。

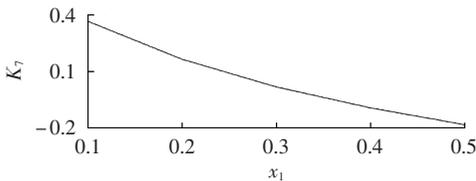


图 5 K_7 随 x_1 的变化曲线
Fig.5 Curve of K_7 vs. x_1

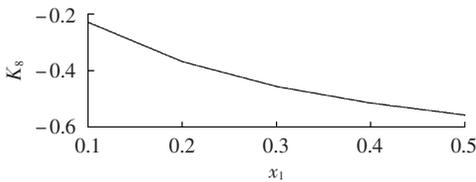


图 6 K_8 随 x_1 的变化曲线
Fig.6 Curve of K_8 vs. x_1

当系统阻抗较小时, $K_7 > 0$, $K_8 < 0$, K_{UEL} 与 K_{AVR} 在一个数量等级上, 均为较大值, 由式 (3)、(4) 可得, $\Delta M'_s > 0$, $\Delta M'_D < 0$, 此时阻尼转矩为负值, 系统稳定性较差, 但因其幅值较小并不会引发系统增幅振荡。随着系统阻抗增加, K_7 减小变为负值, K_8 也逐渐减小, 此时同步转矩系数 $\Delta M'_s < 0$, 阻尼转矩系数 $\Delta M'_D > 0$, 系统阻尼特性变好, $\Delta M'_s$ 、 $\Delta M'_D$ (标么值) 随系统阻抗 x_1 及频率 f 的变化分别如图 7、图 8 所示。

综上所述, UEL 动作后, 励磁系统由主环控制切换为 UEL 控制。此时, 随系统阻抗的增加, 由 UEL

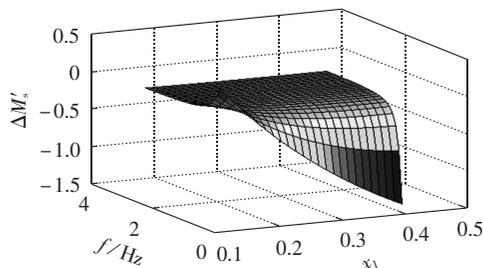


图 7 同步转矩随 x_1 及 f 的变化曲线
Fig.7 Curve of synchronizing torque vs. x_1 and f

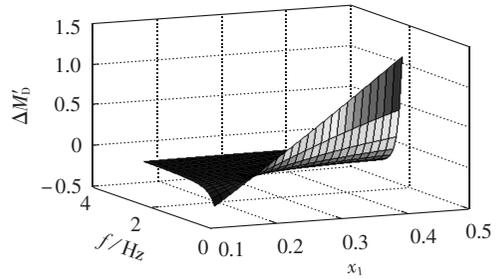


图 8 阻尼转矩随 x_1 及 f 的变化曲线
Fig.8 Curve of damping torque vs. x_1 and f

提供的阻尼系数逐渐增大, 有利于系统稳定运行; 同步转矩系数逐渐减小, 对系统的同步能力有不利的影响。

3 UEL 动作模态分析

阻尼转矩分析法实际是一种近似的研究方法, 其保留了系统振荡过程中起决定作用的主特征根, 对系统进行降阶处理, 进而将励磁控制系统的作用等效为同步转矩及阻尼转矩, 对模型参数准确性的要求较高^[16-17]。该分析方法与控制理论中保留主导极点法是一致的, 在多数情况下都是正确的。然而, 在控制理论中, 只有当闭环系统主导极点的实部幅值在其他零极点实部幅值的 3~6 倍以上时, 才可忽略其他零极点对系统振荡的影响^[18]。因此, 应用小干扰分析法可以更为精确地计算出系统在不同阻抗下的特征根, 进而分析系统中各状态变量对系统振荡的影响程度。

3.1 特征根分析

在 DIGSILENT 中建立单机-无穷大系统, 模型参数为: 发电机 G_1 的额定容量 $S_n = 353 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 母线基准电压为 230 kV。发电机运行工况为进相状态: $P_1 = 300 \text{ MW}$, $Q_1 = -66 \text{ Mvar}$ 。系统参数为: $T_j = 8.3 \text{ s}$, $x_d = 2.047 \text{ p.u.}$, $x_q = 1.93 \text{ p.u.}$, $x'_d = 0.2688 \text{ p.u.}$, $x'_q = 0.37 \text{ p.u.}$, $x''_d = 0.1618 \text{ p.u.}$, $x''_q = 0.175 \text{ p.u.}$, $T'_{d0} = 6.2 \text{ s}$, $T''_{d0} = 0.04 \text{ s}$, $T'_{q0} = 0.76 \text{ s}$, $T''_{q0} = 0.075 \text{ s}$, 线路电抗 $x = 0.4 \Omega/\text{km}$ 。UEL 参数为: $K_{UEL} = 300$, $T_1 = 1.5 \text{ s}$, $T_2 = 15 \text{ s}$, UEL 曲线采用折线型, 曲线上的点有 $(0, -0.29)$ 、 $(0.6, -0.29)$ 、 $(1, -0.153)$ 。

通过改变线路的长度 L 等效为改变系统阻抗 x_1 。应用模态分析中的 QR 法计算系统在 UEL 动作后的特征值及阻尼比, 详见表 1。

由表 1 中 4 组不同输电距离下的系统特征根、振荡频率及阻尼比, 分析可得结论如下。

a. 每组参数均有 2 个复数特征根, 分别属于 2 种模态。随系统阻抗的增大, 模态 1 下的特征根向左移动, 阻尼比逐渐变大; 模态 2 下的特征根向右移动, 阻尼比有减小的趋势。

b. 当输电线路为 50 km 时, 模态 1 的特征根离

表 1 UEL 控制下的系统特征根及阻尼比
Table 1 Eigenvalues and damping ratios of system controlled by UEL

L/km	特征根		振荡频率/Hz	阻尼比
	实部	虚部		
50	-0.7106	7.3860	1.1757	0.0964
	-25.2760	0.9652	0.1543	0.9992
100	-0.8120	6.0283	0.9592	0.1338
	-1.9940	0.4226	0.0674	0.9783
150	-1.0620	4.9128	0.7821	0.2114
	-2.3330	1.0919	0.1738	0.9057
200	-1.7960	3.4577	0.5484	0.4610
	-1.8450	2.9019	0.4638	0.5365

虚轴最近, 模态 2 的特征根离虚轴较远, 因此模态 1 下的特征根在系统振荡过程中起主导作用, 其他特征根的影响均可忽略。然而, 当输电线路为 100 km、150 km、200 km 时, 2 个特征根离得很近, 实部的幅值并未达到 3 倍以上的关系, 此时主特征根受其他特征根的影响较大, 不能仅分析主特征根的阻尼比及其衰减特性, 需要同时考虑 2 种模态下特征根对系统振荡产生的不同影响。

为了详细分析 2 种模态下特征根对系统稳定性的影响, 需要得出这对特征根与系统中各个状态变量的关系, 因此计算不同情况下的参与因子(标幺值), 如表 2 所示。表中, δ 为转子位置角; ω 为转子角速度; f_d 为励磁绕组磁通; k_d 为 d 轴阻尼绕组磁通; Q_g 为发电机输出无功功率; Q_{ref} 为无功功率参考值; ΔQ

表 2 不同线路距离下不同模态的参与因子
Table 2 Participation factors of different modes for different transmission distances

L/km	振荡模态	状态变量	参与因子
50	模态 1	δ	$1.00 \angle 0^\circ$
		ω	$0.89 \angle -168^\circ$
		k_d	$0.92 \angle 177^\circ$
	模态 2	Q_g	$0.41 \angle 3.4^\circ$
		f_d	$0.38 \angle -176^\circ$
100	模态 1	δ	$1.00 \angle 0^\circ$
		ω	$0.89 \angle -164^\circ$
		f_d	$0.17 \angle 102^\circ$
	模态 2	f_d	$1.00 \angle 0^\circ$
		Q_{ref}	$0.83 \angle -173^\circ$
		ΔQ	$0.45 \angle 173^\circ$
150	模态 1	δ	$1.00 \angle 0^\circ$
		ω	$0.89 \angle -155^\circ$
		f_d	$0.43 \angle 111^\circ$
	模态 2	f_d	$1.00 \angle 0^\circ$
		Q_{ref}	$0.57 \angle -172^\circ$
		ΔQ	$0.32 \angle 163^\circ$
200	模态 1	f_d	$1.00 \angle 0^\circ$
		δ	$0.71 \angle -125^\circ$
		ω	$0.62 \angle 110^\circ$
	模态 2	Q_{ref}	$0.25 \angle -174^\circ$
		ΔQ	$0.16 \angle 130^\circ$
		f_d	$1.00 \angle 0^\circ$
模态 2	ω	$0.51 \angle -129^\circ$	
	δ	$0.45 \angle 116^\circ$	
	Q_{ref}	$0.31 \angle -175^\circ$	
		ΔQ	$0.19 \angle 135^\circ$

为无功功率偏差量; 参与因子由大至小依次排列。

通过对表 2 中各模态下参与的状态变量进行比较与分析, 得出以下结论:

a. 振荡模态 1 主要受发电机转子角速度、转子位置角以及励磁绕组磁通的影响;

b. 振荡模态 2 较为复杂, 在受与转子相关的变量影响之外, 还会受到 UEL 环中与无功功率相关的状态变量的影响, 包括发电机输出的无功功率、无功功率参考值以及无功功率偏差值。

3.2 时域分析

在 DIGSILENT 中建立单机-无穷大系统模型, 无穷大系统由容量较大的发电机 G_2 代替, 如图 9 所示。



图 9 单机-无穷大系统示意图

Fig.9 Schematic diagram of single-machine infinite-bus system

发电机的初始运行状态为进相运行, 且稳态时的无功功率接近 UEL 曲线边界值, 在 2 s 时进行机端电压 -5% 的阶跃, 使无功功率越限触发 UEL 动作, 观察时域有功功率及无功功率的变化特性, 分别如图 10、图 11 所示。

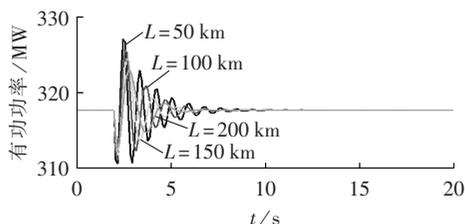


图 10 不同输电距离下的有功功率变化特性
Fig.10 Curves of active power for different transmission distances

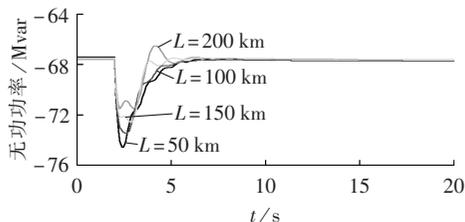


图 11 不同输电距离下的无功功率变化特性
Fig.11 Curves of reactive power for different transmission distances

由图可知, 随系统阻抗的增大, 系统有功功率波动减小, 但无功功率波动增加, 甚至逐渐出现较大的超调量。有功功率的变化与第 3.1 节中振荡模态 1 的变化规律相吻合, 无功功率的变化也与振荡模态 2 的变化规律相符。

鉴于 UEL 的动作曲线是以无功功率作为边界限制值^[6], 厂家在设计结构时会在该曲线上加一个死区范围, 即在 UEL 动作后无功功率的变化范围有

一定的裕度。若此时无功功率的超调量过大超出 UEL 的死区范围,则可能导致励磁系统由 UEL 切换回电压主环控制,而无功的进一步振荡可能再次切换成低励控制环,从而导致系统发生持续振荡。

4 算例分析

某厂家的竞比型 UEL 结构如图 12 所示,UEL 特性曲线采用折线型,如图 13 所示,其中斜线部分的斜率 K_U 取值为 0.8。

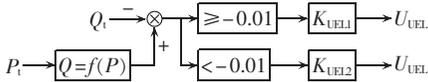


图 12 UEL 结构图

Fig.12 Structure of UEL

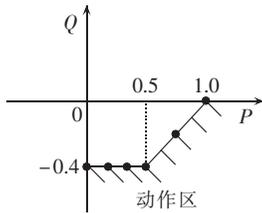


图 13 UEL 的特性曲线

Fig.13 Characteristic curve of UEL

该 UEL 增益设定为 2 个参考值,当 UEL 不动作时,其增益设为 1.0;当 UEL 动作时,其增益变为 0.1,同时在 UEL 限制曲线边界设有 -0.01 的死区。该种增益变换的结构在 UEL 动作时更容易为系统带来扰动,而当系统阻抗较大时,无功功率在该结构下波动会增多,更容易超出死区范围引发 UEL 增益不断切换,进而导致 UEL 与励磁主环之间反复切换。以下用一个算例来分析该问题。

建立单机-无穷大系统进行仿真分析,系统参数如下:发电机额定功率为 600 MW,额定功率因数为 0.9,基准容量为 666 MV·A,转动惯量 $T_J=10.07$ s, $X_d=2.27$ p.u., $X_q=2.21$ p.u., $X'_d=0.312$ p.u., $X'_q=0.445$ p.u., $X''_d=0.223$ p.u., $X''_q=0.215$ p.u., $T'_{d0}=8.77$ s, $T''_{d0}=0.045$ s, $T'_{q0}=0.919$ s, $T''_{q0}=0.069$ s。改变线路阻抗及 UEL 死区范围分别做以下实验:实验 1 中线路阻抗取为 0.4 p.u.,死区为 -0.01 ;实验 2 中线路阻抗取为 0.5 p.u.,死区为 -0.01 ;实验 3 中线路阻抗取为 0.5 p.u.,死区为 -0.05 。

在线路中间加入电容使得无功功率进相至 UEL 限制曲线之下,触动 UEL 动作,仿真结果如图 14 所示(纵轴无功功率为标么值)。

由图 14 中 3 组实验分析可知:对比实验 1 与实验 2 发现,当系统阻抗较大时,无功功率的超调量较大,超出了死区范围,会引发系统发生增幅振荡;若保持系统阻抗不变,增大死区范围(即实验 3),则无功功率可以迅速收敛,不再引发系统振荡,说明实验

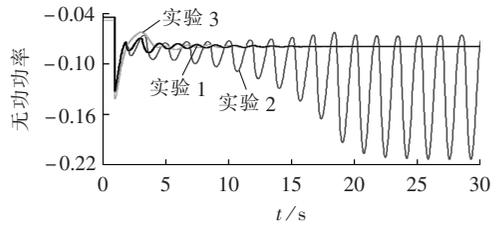


图 14 无功功率曲线图

Fig.14 Curves of reactive power

2 的振荡与死区范围有关。

为了详细分析实验 2 中的振荡问题,从 UEL 与励磁主环输出量入手,二者的关系图如图 15 所示(纵轴电压为标么值)。

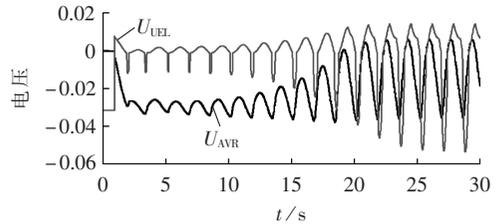


图 15 实验 2 中 UEL 与主环输出的关系图

Fig.15 Relationship between outputs of UEL and main loop in Test 2

UEL 动作后的初始阶段,UEL 曲线限制值在有功功率的波动下发生一定的上下浮动,此时死区的范围可能小于设定值,而系统阻抗的增大使得无功功率波动变大,当其超出死区范围时,UEL 增益就会发生切换。虽然此时仍为 UEL 控制励磁系统,但 UEL 增益的大幅度变化导致系统各电气量均发生增幅振荡,直至励磁主环的输出大于 UEL 输出。励磁主环代替 UEL 控制励磁系统,但无功功率不会迅速收敛而是继续大幅度振荡,励磁主环会再次切换至 UEL,如此反复,系统稳定性变得更差,最后导致系统失稳。

5 结论

本文基于竞比型 UEL 的原理推导出 UEL 动作后的扩展菲利普斯模型,并采用阻尼转矩分析法分析了系统阻抗变化对 UEL 在励磁系统中产生的同步转矩及阻尼转矩的影响,最后通过小干扰稳定性分析方法和时域仿真分析了不同阻抗下 UEL 动作后的特征根及阻尼比变化特性,具体结论如下。

a. 当电压调节器作为同步发电机励磁系统的控制环节时,随系统阻抗的增加,系统阻尼变弱,但当采用竞比型 UEL 作为励磁系统的控制环节时,随系统阻抗的增加,系统阻尼反而是增大的。

b. 竞比型 UEL 在动作后代替励磁主环控制励磁电压,系统阻抗的变化对发电机有功功率和无功功率产生了不同的影响。系统阻抗增大,有功功率的稳定性变好,收敛速度变快;但无功功率的稳定性变

差,波动增多。

c. 由于系统阻抗强弱对竞比型 UEL 动作后无功超调量影响较大,UEL 采用默认的动作死区定值可能引发 UEL 与励磁主环之间的不断切换,导致系统发生持续的强迫性振荡。对于某些特殊结构的 UEL,在参数整定时,需要考虑系统阻抗对 UEL 模型死区参数的影响。

UEL 参数整定时考虑的因素较多,本文只是提出了一个影响方面。对于参数整定的实际方法,应结合各种因素以及不同 UEL 模型后进行详细整定,该部分内容还值得进一步深入研究。

参考文献:

- [1] 刘国华,王啸,赫卫国. 发电机励磁低励限制与 PSS 协调控制研究[J]. 东北电力技术,2015,36(2):57-59.
LIU Guohua,WANG Xiao,HE Weiguo. Study on the coordination control between under excitation limiter and PSS control [J]. Northeast Electric Power Technology,2015,36(2):57-59.
- [2] 程启明,程尹曼,薛阳,等. 同步发电机励磁控制方法的发展与展望[J]. 电力自动化设备,2012,32(5):108-117.
CHENG Qiming,CHENG Yiman,XUE Yang,et al. Development and prospects of excitation control methods for synchronous generator[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(5):108-117.
- [3] 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 pinciple of generator under excitation limiter settings[J]. Power System Protection and Control,2011,39(6):55-60.
- [4] 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.
- [5] 刘志强,郭玉恒. 发电机组发生功率波动的原因分析[J]. 电力自动化设备,2005,25(6):94-98.
LIU Zhiqiang,GUO Yuheng. Analysis of generator power swing [J]. Electric Power Automation Equipment,2005,25(6):94-98.
- [6] 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):52-56.
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):52-56.
- [7] 宋玮,刘桂林,吴国暘,等. 发电机组涉网保护与限制配合的自动校核[J]. 电力自动化设备,2015,35(9):163-167.
SONG Wei,LIU Guilin,WU Guoyang,et al. Automatic check of coordination between grid-related unit protection and limiter[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(9):163-167.
- [8] 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.
- [9] 丁建顺,王青,马世英. 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):78-84,91.
DING Jiانشun,WANG Qing,MA Shiyang,et al. Influence mechanism of superimposed type of underexcitation limiter in generators on power system dynamic stability[J]. Automation of Electric Power Systems,2016,40(8):78-84,91.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] 刘取. 电力系统稳定性及发电机的励磁控制[M]. 北京:中国电力出版社,2007:136-151.
- [13] 王伟,石磊,朱晓东. 同步发电机低励限制器实现与应用探讨[J]. 江苏电机工程,2009,28(3):27-31.
WANG Wei,SHI Lei,ZHU Xiaodong. Discussion on realization and application of under excitation limiter of synchronous generator[J]. Jiangsu Electrical Engineering,2009,28(3):27-31.
- [14] HURLEY J D. Underexcitation limiter models for power system stability studies[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,1995,10(3):980-984.
- [15] 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.
- [16] 王茂海,郭登峰,江长明. 低频振荡过程中励磁系统阻尼特性分析方法[J]. 电力系统自动化,2013,37(4):47-50.
WANG Maohai,GUO Dengfeng,JIANG Changming. Analysis method to evaluate damping characteristics of excitation systems in low frequency oscillation process[J]. Automation of Electric Power Systems,2013,37(4):47-50.
- [17] 霍承祥,刘取,刘增煌. 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[J]. 电网技术,2011,35(10):59-63.
HUO Chengxiang,LIU Qu,LIU Zenghuang. The analysis and testing of the influence on the damping caused by reactive current compensation [J]. Power System Technology,2011,35(10):59-63.
- [18] 胡寿松. 自动控制原理[M]. 北京:科学出版社,2013:167-170.

作者简介:



刘思宇

刘思宇(1991—),女,黑龙江大庆人,硕士,主要研究方向为电力系统安全稳定分析(E-mail:2675280240@qq.com);

谢欢(1979—),男,湖南衡阳人,高级工程师,博士,主要研究方向为电力系统安全稳定分析(E-mail:xiaosan_616@aliyun.com);

刘青(1974—),女,河北石家庄人,副教授,博士,主要研究方向为新能源与电力系统保护与控制(E-mail:liuqing0816@yahoo.com.cn)。

Influence of system impedance on stability of excitation system controlled by comparative UEL

LIU Siyu¹, XIE Huan², LIU Qing³, LUO Jing², LIANG Hao², XIN Huanhai⁴

(1. State Grid Tangshan Power Corporation, Tangshan 063000, China;

2. Electric Power Research Institute, State Grid Jibei Electric Power Company Limited, Beijing 100045, China;

3. School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Baoding 071003, China;

4. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The extended Philips model of single-machine infinite-bus system after the action of comparative UEL(Under Excitation Limiter) is derived, and the variations of the damping and synchronizing torque coefficients of generator excitation system vs. system impedance are analyzed based on the damping torque analysis. The small signal stability analysis is applied to study the effect of system impedance on the system stability after the action of comparative UEL in the aspects of eigenvalue distribution, damping ratio and participation factor. Results show that, when the comparative UEL, instead of the excitation main loop, controls the excitation system, the increased system impedance improves the system torque and enhances system stability, while weakens the reactive power stability and increases the occurrence times of reactive power fluctuation. The mechanism of the repetitive switching between UEL and excitation main loop is analyzed based on the model of an actual UEL to verify the conclusion that the inappropriate dead zone of reactive power fluctuation may lead to system oscillation.

Key words: system impedance; UEL; excitation system; stability; damping torque analysis method; small signal stability analysis method

(上接第 170 页 continued from page 170)

Grid critical section detection and fine operational rule generation based on improved support vector machine and two-step clustering analysis

WANG Bin¹, GUO Wenxin¹, XIANG Dejun¹, WANG Peng², YU Zhiwen¹

(1. Guangdong Power Grid Power Dispatching Control Center, Guangzhou 510600, China;

2. Beijing Qingda Gaoke System Control Company, Beijing 102208, China)

Abstract: For the practical application, the knowledge management framework based on the big operational and simulative data of power system is improved and a knowledge base of power-system safe operation is established. A classification model based on the support vector machine for detecting the critical section of power grid is improved to weaken the impact of unbalanced data and reduce the probability of critical section missing. A two-step analysis based on the hierarchical clustering and Kmeans clustering is proposed for generating the fine operational rules of different types to increase the training efficiency. The improved knowledge management method is applied to a practical power system of Guangdong Power Grid and result proves its feasibility and effectiveness.

Key words: power-system safe operation knowledge; knowledge management; knowledge base; support vector machines; clustering analysis; critical section; fine operational rules