

发电机过励限制网源协调性能优化技术

谢欢^{1,2}, 吴涛^{1,2}, 王超³, 梁浩^{1,2}, 徐鹏^{1,2}, 吴龙⁴, 张广韬^{1,2}

(1. 华北电力科学研究院有限责任公司, 北京 100045; 2. 国家电网网调运行仿真实验室, 北京 100045;
3. 东方电机控制设备有限公司, 四川 德阳 618000; 4. 南京南瑞继保电气有限公司, 江苏 南京 210003)

摘要:主励磁调节器厂家在设计过励限制反时限功能时,均依据发电机额定工况下的转子过流能力进行整定,导致系统发生故障时无法充分发挥机组的强励潜能。根据电机暂态温升理论推导得到大型汽轮发电机转子短时电流变化量与温升的关系式,进而求得发电机转子在不同负荷下的过流能力。在此基础上,提出了充分考虑发电机在不同负荷下真实过流能力且具备二次强励功能的励磁调节器过励限制反时限优化设计及实现方案,采用励磁电流计算转子温升变化量代替原来的励磁电流变化量整定反时限时间,在保障发电机安全的前提下,可最大限度地发挥机组对电网的无功支撑能力,提升电网在故障情况下的暂态稳定性。基于PSASP软件的仿真算例结果验证了所提方法的有效性和优越性。

关键词:励磁调节器;汽轮发电机;过励限制;散热模型;再强励功能;网源协调;性能优化;暂态稳定性

中图分类号:TM 761

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202001007

0 引言

随着我国特高压交直流混联电网不断建成投运,电网西电东送的规模不断增大,受端电网外受电力比重不断加大,严重故障冲击下的电压无功支撑能力不足可能诱发系统发生电压失稳事故。在中长期故障过程中,发电机励磁系统的动作行为对维持电网稳定、防御大面积停电事故的发生具有重要的作用^[1-6]。2016年西安“6·18”南郊变电站爆炸事故中,户二1号机在系统连锁故障中提供强励,励磁电流最高约1.8 p.u.,持续约12 s后过励限制(OEL)正确动作;灞桥1、2号机2次强励动作,励磁电流最高约1.5 p.u.,持续近100 s。多台机组的强励动作与无功支撑维系了电网的稳定运行,为故障的切除与处理赢得了宝贵的时间。

文献[7]针对锦苏直流仿真研究了机组OEL动作导致的系统连锁故障风险,提出了核查重要电厂机组OEL与涉网保护整定情况的建议;文献[8-10]从OEL和过励保护特性、参数整定分析入手,研究了涉网保护与限制配合的技术要求和方法;文献[11]综合考虑了标准对强励的要求与设备的限制因素,提出了发电机实际强励能力的核算方法和强励功能核查应关注的重点工作;文献[12]充分考虑发电机的转子热特性、励磁辅助限制及涉网保护的配合关系,提出了预防大面积停电的发电机OEL/保

护优化方法及电网安全稳定防御优化策略。目前针对OEL对连锁大停电事故的影响以及与过励保护配合等问题已开展了大量的研究,然而,发电机本体安全是励磁和机组保护功能设计的先决条件,其实质是控制电机发热部件的温度在过电流期间不超过设备安全对应的限定值,因此需基于发电机本体暂态热温原理分析,从网源协调的角度开展励磁限制功能设计和规范相关研究。

发电机本体在强励磁电流下的温升特性及热-电特性直接关系到发电机励磁系统的强励能力,而发电机在连锁故障下的强励能力还与OEL动作后发电机的冷却特性相关。因此,只有全面科学地研究发电机转子与定子绕组温升和冷却特性,才能准确计算得到电流升高后的温度上升规律和电流降低后的温升下降规律,进而量化发电机在不同励磁电流下的强励时间、强励能力恢复的程度及二次强励特性,保证电网在发生多次连锁故障时提供充分适当的无功支撑,维持电网的安全运行。

本文从励磁调节器OEL的反时限环节出发,提出了充分考虑发电机在不同负荷下的真实过流能力且具备二次强励功能的反时限优化设计及实现方案,并在PSASP软件中搭建了发电机励磁系统的相关主辅环模型,通过算例仿真对其进行说明与验证。

1 电机暂态温升理论计算分析

1.1 电机内部实际传热过程及假设

虽然电机内部的实际传热过程十分复杂,以内冷冷却方式下的转子线圈为例,电机实际运行时的传热过程见图1,但最终的热量都是通过对流换热方式传递给冷却介质。这对于采用任何冷却方式(表面冷却、内冷等)、使用任何介质(水、氢气、空气)冷却

收稿日期:2019-03-21;修回日期:2019-11-12

基金项目:张家口可再生能源示范区重大科技示范工程运维关键技术研究项目

Project supported by the Program of Research on Key Technologies of Operation and Maintenance of Major Science and Technology Demonstration Projects in Zhangjiakou Renewable Energy Demonstration Zone

的部件(定子线圈、转子线圈、铁芯等)都是成立的。

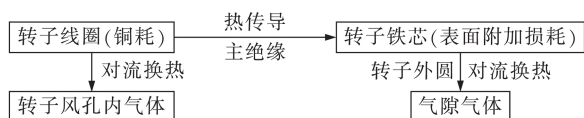


图1 内冷方式下转子线圈传热示意图

Fig.1 Schematic diagram of heat transfer of rotor coil under internal cooling mode

为了方便研究,可以做如下假设:

(1)虚拟一个散热系数 α 和散热面积 S ,获得与电机发热部件的实际传热过程等效的效果;

(2)由于一次强励或二次强励的时间均较短,假设定/转子线圈的温度变化仅受自身热容的影响,不计及定/转子、铁芯及冷却介质热容的影响,可以确保分析结果具有一定的裕度;

(3)假设定/转子线圈为发热均质体。

1.2 均质体的暂态温升计算

对于一个物体而言,当存在内部热源加热时,将引起自身温度升高,并同时向周围介质散热。根据能量守恒原理,物体在单位时间内产生的热量等于在同一时间内物体温升所吸收的热量和从该物体表面(内表面或外表面)散发的热量之和。假设物体在单位时间内产生的热量为 Q (单位为W),其在温度升高的过程中吸收的热量为 $cGd\theta/dt$,从表面散发的热量为 $\alpha S\theta$,则热平衡方程为:

$$cGd\theta/dt + \alpha S\theta = Q \quad (1)$$

其中, c 为物体的比热,单位为 $W \cdot s / (kg \cdot K)$; G 为物体的质量,单位为 kg ; θ 为物体对周围冷却介质的温升,单位为 K ; t 为时间,单位为 s ; α 为物体表面的散热系数,单位为 $W / (m^2 \cdot K)$; S 为物体表面的散热面积,单位为 m^2 。

对于特定的电机设计, G 、 c 、 α 、 S 均为已知量,电机的强励过程持续时间较短,发热源 Q 也可近似认为是常量,对于式(1)确定的微分方程,定义 $R = 1/(\alpha S)$,可获得其微分方程的通解为:

$$\theta(t) = e^{-\frac{t}{cGR}} \left(\int_0^t \frac{Q}{cG} e^{\frac{t}{cGR}} dt + \theta_0 \right) = e^{-\frac{t}{cGR}} \left[\frac{Q}{(cG)^2 R} e^{\frac{t}{cGR}} - \frac{Q}{(cG)^2 R} + \theta_0 \right] \quad (2)$$

在初始时刻 $t=0$,物体的温度有:

$$\theta(0) = \theta_0 \quad (3)$$

将式(3)代入式(2)并化简,可得到:

$$\theta = \theta_0 + \left[\frac{Q}{(cG)^2 R} - \theta_0 \right] [1 - e^{-t/(cGR)}] \quad (4)$$

定义 $\theta_y = Q/[(cG)^2 R]$ 为某一励磁电流下物体的稳定($t \rightarrow \infty$)温升 K ;定义 $T = cGR$ 为物体的发热时间常数,表征非稳态的换热强度,其大小与物体的热

容、质量、冷却的表面积和对流换热系数有关。由此,式(4)可改写为:

$$\theta = \theta_0 + (\theta_y - \theta_0)(1 - e^{-t/T}) \quad (5)$$

式(5)同样适用于均质体由于励磁电流降低(升高)而导致温度下降(上升)过程暂态温度的求解,均质体受热和冷却过程中温度的变化曲线见图2。由图可以明显看出:均质体突然受热或受冷时,开始时温度变化十分剧烈,温升变化与时间近似成线性关系,然后逐渐平缓,直至最后达到稳定状态。

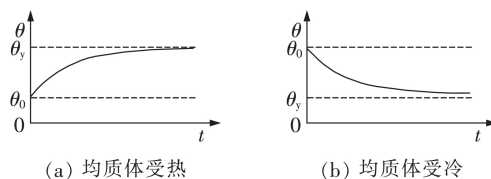


图2 均质体受热和冷却过程中温升的变化曲线

Fig.2 Temperature rise curves of homogeneous body during heating and cooling

1.3 短时电流变化量与温度变化

考虑到转子在单位时间内产生的热量为 $Q(t) = I^2(t)r$,当假设励磁电流在0时刻由 I_0 突变为常量 I ,则式(5)可进一步写成:

$$\Delta\theta = \theta - \theta_0 = \left[\frac{I^2 r}{(cG)^2 R} - \frac{I_0^2 r}{(cG)^2 R} \right] (1 - e^{-t/T}) \quad (6)$$

其中, r 为转子电阻; $\Delta\theta$ 为电流突变对应时间 t 内的温度变化量。

对于大型汽轮发电机而言,其 T 通常为小时或几十分钟级,而电机的短时过电流过程一般为秒级,当电机的短时过电流时间 $t \ll T$ 时,式(6)可近似为:

$$\Delta\theta \approx (I^2 - I_0^2) \frac{r}{(cG)^2 RT} t \quad (7)$$

2 目前实现中存在的问题

2.1 相关标准的规定

依据国家标准GB/T 7064—2008《隐极同步发电机技术要求》规定,发电机磁场绕组应具有规定的过流能力,过流能力应遵循式(8)。

$$C = (I^2 - 1)t = 33.75 \quad (8)$$

同时,标准IEEE C50.13_2014和GB/T 7064—2008也规定:当电机在峰值负荷下运行时,温度限值相对额定负荷下的温度可以放宽15 K,即当汽轮发电机初始运行在额定负荷状态下时,其发生过电流或强励过程的允许最大温升值为15 K。

此外,行业标准DL/T 1164—2012《汽轮发电机运行导则》和DL/T 843—2010规定,当发电机的励磁电压和励磁电流不超过其额定值的1.1倍时,励磁系统应保证长期连续运行,励磁设备的短时过负荷能力应大于发电机转子的短时过负荷能力。

2.2 主流厂家基本设计原理

为了满足上述标准的要求,在常规励磁调节器、发变组保护厂家 OEL 反时限功能设计中,当 $I_f > I_{fh}$ (I_f 为发电机的励磁电流; I_{fh} 为 OEL 热积累启动定值,通常为 1.1 p.u.) 时,启动热积累计时;反之,则进行散热过程。热量积累、耗散的计算公式基本与式(8)一致。此外,部分厂家还设计了二次强励功能,若在散热过程中发生系统短路故障,该功能将使机组快速再次进入强励,以短时增强系统的稳定性。目前励磁厂家常见的 OEL 反时限动作的详细模型框图见图 3。图中, U_i 为发电机端电压(标么值); T_R 为测量时间常数,单位为 s; I_{fn} 为发电机励磁电流标么化基准值,通常为 1 p.u.; K_{expOEL} 为幂指数系数,通常为 2; K_{invOEL} 和 K_1 、 K_{cOEL} 分别为热积累环节的系数和散热环节的比例系数; T_1 、 C_1 分别为积分环节时间常数、限幅顶值,通常 $T_1=1$ s, $C_1=1$; S_{OEL} 为 OEL 反时限动作启动标志位,取值为 1 时启动 OEL 动作逻辑,取值为 0 时 OEL 动作返回。

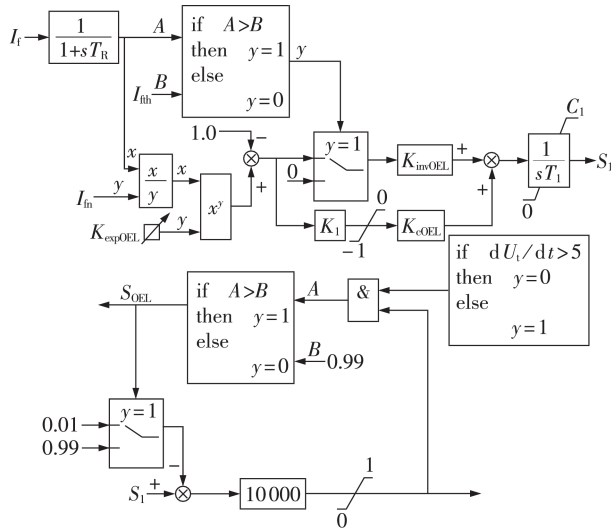


图3 典型 OEL 反时限动作模型框图

Fig.3 Block diagram of typical OEL inverse-time action model

2.3 存在的问题分析

对比式(7)和式(8)可知,标准规定的过电流能力实际上对应于电机在额定工况运行($I_0=1$ p.u.)至热稳定后的过负荷能力。根据氢冷机组已知的过流常数与对应温升关系(当 $C=33.75$ 时,认为电机温升增加 15 K),则由式(7)和式(8)可得:

$$C = \frac{(cG)^2 RT}{r} \Delta\theta = 33.75 \quad (9)$$

以氢气间接冷却方式机组为例,假设某机组转子绕组的温升限制为 85 K,峰值容量下的温升裕度为 15 K,则额定工况下转子线圈相对环境温度的温升为 70 K,对应此工况下的过流常数 $C=33.75$ 。这样,当初始励磁电流分别为 1.09、1.05、1.0、0.7、0.4

p.u. 时,过流倍数均为 2 倍时的温升、过流常数及过流时间见表 1(表中初始励磁电流为标么值)。对于图 3 所示的常规 OEL 反时限设计,无论发电机初始处于何种励磁电流值下,其对应的 2 倍过流反时限动作时间均为 11.25 s ($C=33.75$)。由此可见,若在初始励磁电流较低时发生强励,如 $I_f/I_{fn}=0.7$ p.u.,电机实际的强励能力持续时间 32.47 s 会远大于目前常规 OEL 的反时限设计 11.25 s,导致 OEL 提前动作,不能充分发挥机组对电网的支撑能力;而若在初始励磁电流超过满载时发生强励,如 $I_f/I_{fn}=1.09$ p.u.,电机实际的强励能力持续时间 1.44 s 又将远小于目前常规 OEL 的反时限设计 11.25 s,导致 OEL 过晚动作,超过机组承受能力,危及机组安全。

表 1 不同初始励磁电流下的温升、过流常数及过流时间

Table 1 Temperature rise, overcurrent constant and overcurrent time under different initial excitation currents

初始励磁电流	初始温升/K	温升裕度/K	过流常数	对应时间/s
1.09	83.2	1.8	4.05	1.44
1.05	77.2	7.8	17.55	6.07
1.00	70.0	15.0	33.75	11.25
0.70	34.3	50.7	114.00	32.47
0.40	11.2	73.8	166.00	43.23

3 功能规范设计及实现方案

由表 1 可知,理想的 OEL 功能反时限设计应充分考虑发电机励磁电流初始负荷状态。根据式(1)进行拉普拉斯变换可得:

$$cGs\theta(s) + \alpha S\theta(s) = I^2(s)R \quad (10)$$

$$\theta(s) = \frac{Q(s)}{(1 + Ts)\alpha S} = \frac{I^2(s)R}{(1 + Ts)\alpha S}, T = \frac{cG}{\alpha S}$$

考虑到发电机温度 θ 随发热源 Q 按一阶惯性变化,且稳态值与励磁电流的平方成线性关系,即可将 1.1 倍额定励磁电流的平方作为发电机运行允许的最大温度近似度 K_{MAX} ,即 $K_{MAX} = I_{fh}^2 = 1.21$ 。由此可构建图 4 所示的 OEL 反时限实现方案。实测的励磁电流的平方经一阶惯性延时环节输出与 K_{MAX} 进行比

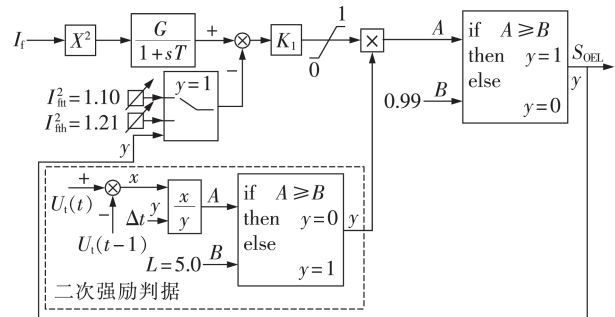


图4 OEL 反时限性能优化实现方案

Fig.4 Optimization implementation scheme of OEL inverse-time performance

较,当延时后的输出值比 K_{MAX} 大时,由于 K_1 为极大值,比较器立刻启动OEL反时限动作,信号 S_{OEL} 标志位置1,同时将最大允许温度度量 K_{MAX} 切换至 K_{MAXR} ,此时OEL进行调节,将励磁电流降至返回值。为了保证励磁调节器具备二次强励功能,建议OEL动作返回定值小于额定励磁电流的1.1倍,比如设置为1.07 p.u.,这样OEL动作后,转子线圈处于散热状态。设计 $K_{\text{MAXR}} = I_{\text{fn}}^2$,其中 I_{fn} 可选择为比OEL动作返回定值稍小些的值,如1.05 p.u.,从而避免OEL频繁动作。当实测励磁电流小于 I_{fn} 且励磁电流的平方经过一惯性延时环节的输小于 I_{fn}^2 时, S_{OEL} 标志位置0。

此外,由于采用定电压控制方法的发电机励磁系统对提升系统的暂态稳定性具有重要的意义,因此励磁系统即使在OEL反时限动作后仍应保证二次短时强励能力。通过增加如图4所示的二次强励判据可实现该功能:当 $(U_i(t) - U_i(t-1))/\Delta t \geq L$ 时, S_{OEL} 标志位由1变为0,同时 K_{MAXR} 切换至 K_{MAX} ,使得 S_{OEL} 保持为1,励磁调节器切回机端电压主环控制。

为了便于图4中 T 的整定,假定特定的 $I_f(t)$ 满足:

$$I_f(t) = \begin{cases} I_{\text{fn}} & t < 0 \\ C = 4 I_{\text{fn}} & t \geq 0 \end{cases} \quad (11)$$

由式(11)得图4中惯性环节输出频域响应为:

$$\theta_R(s) = \frac{K}{s(1+Ts)} = K \left(\frac{1}{s} - \frac{T}{1+Ts} \right) \quad (12)$$

因此,惯性环节时域响应输出为:

$$\theta_R(t) - \theta_R(0) = K(\varepsilon(t) - e^{-t/T}) \quad (13)$$

其中, $K = I_f^2(\infty) - I_f^2(0_-)$; $\theta_R(0) = I_f^2(0_-)$ 。

为了使优化方案能满足标准中规定的2倍顶值电流持续10 s的要求,惯性时间常数 T 的计算式为:

$$T = -t/\ln \frac{I_f^2(\infty) - I_{\text{fn}}^2}{I_f^2(\infty) - I_f^2(0_-)} = -10/\ln \frac{2^2 - 1.1^2}{2^2 - 1^2} = 137.8(\text{s}) \quad (14)$$

需说明的是,在OEL反时限功能采用本文设计方案时,为了保证励磁辅助限制先于发变组保护动作的关系正确,励磁变过负荷保护装置的反时限逻辑也建议采用本文设计方案。这样,在不同的负荷下限制均会先于保护动作。而且,励磁调节器装置、发变组保护装置均无需额外采集其他变量,只需优化软件中的反时限逻辑就可实现本文方案,方便、简单。

4 仿真验证

以PSASP仿真软件为例,搭建了图5所示单机无穷大仿真系统,其中发电机(300 MW)、主变、输电线路参数均来源于真实系统。在此基础上,通过自定义建模方式搭建该发电机的励磁调节器主环以及本文所提OEL反时限性能优化模型,构成闭环励磁控制系统。通过模拟系统侧电压扰动、输电线路三相短路等故障,验证本文所提OEL方案的优越性。

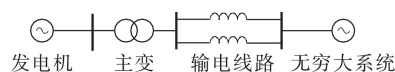


图5 单机无穷大系统

Fig.5 Single-machine infinite-bus system

4.1 不同初始负荷下系统侧电压阶跃试验

初始励磁电流为额定励磁电流的50%工况下系统侧电压发生下阶跃至OEL动作的录波图如图6所示(图中纵轴为标么值,后同)。仿真软件中励磁电流的标么化基准值 $I_{\text{fn}} = 2.7$ p.u.。

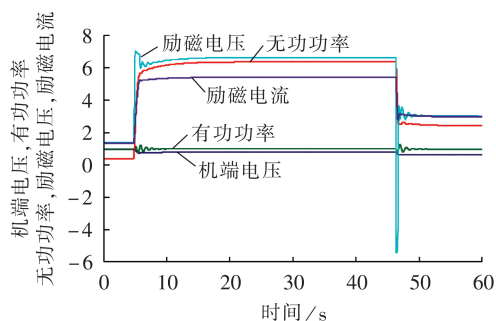


图6 某初始负荷下系统侧电压阶跃试验录波结果

Fig.6 Recording results of system-side voltage step test under some initial load

由图6可看出,当外部系统电压过低时,发电机进行强励,励磁电流达到2 p.u.,经过41.4 s后OEL正确动作,励磁电流返回至1.1 p.u.。仿真结果验证了OEL环节反时限性能优化模型和限制动作模型的逻辑正确性。

当初始励磁电流分别为1.05、1.00、0.75、0.50 p.u.时,2倍过流工况下OEL的反时限动作特性结果如图7所示,表2为不同初始励磁电流(标么值)下OEL

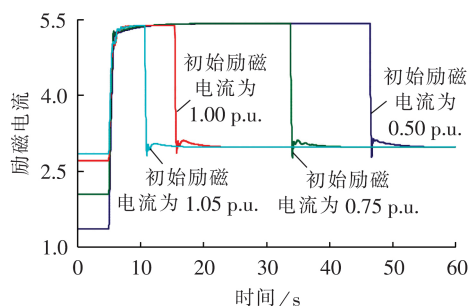


图7 励磁电流录波结果

Fig.7 Recording results of excitation current

表2 不同初始励磁电流下OEL反时限动作时间

Table 2 Action time of OEL inverse-time under different initial excitation currents

初始励磁电流	实际动作时间/s	理论动作时间/s	典型模型理论动作时间/s
1.05	5.5	5.2	10.0
1.00	10.4	10.0	10.0
0.75	28.9	28.8	10.0
0.50	41.4	40.7	10.0

的动作时间。通过对比可知,所搭建的OEL反时限优化方案与理论计算结果一致。

对比2种OEL反时限方案可知,原主流励磁厂家的设计原理无法考虑机组的初始工况,反时限时间只与过流倍数有关,不同初始负荷下的动作时间几乎一致;而相比于原典型方案,本文所提方案在过负荷工况下提前动作,防止机组设备过热,在低负荷工况下晚于原典型方案动作,为电网提供了更长时间的强励支撑。仿真结果验证了OEL环节反时限性能优化模型的优越性,即充分考虑不同负荷下发电机转子的过热能力,针对不同初始励磁电流计算温升裕度整定反时限动作时间。

4.2 连锁故障试验检测OEL二次强励能力

首先模拟系统侧电压下阶跃至OEL动作,然后在某条输电线路的80%处模拟100 ms三相瞬时短路故障,机端电压、励磁电流在上述连锁故障下的录波图分别见图8和图9。可见,若OEL具备二次强励功能,发生瞬时短路故障后系统稳定运行;若OEL屏蔽二次强励功能,发生瞬时短路故障后系统崩溃。

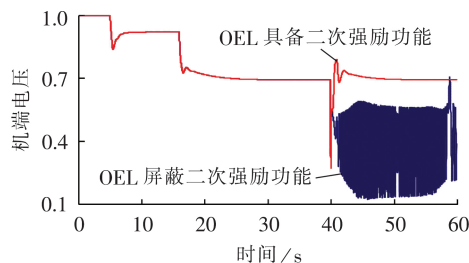


图8 连锁故障下机端电压录波结果

Fig.8 Recording results of generator voltage under cascading failure

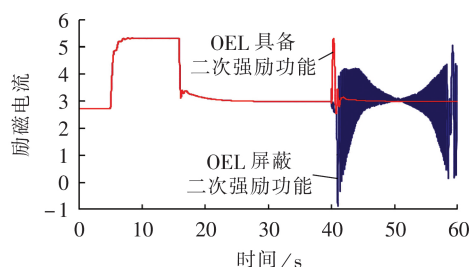


图9 连锁故障下励磁电流录波结果

Fig.9 Recording results of excitation current under cascading failure

仿真结果表明,当OEL动作后再次发生系统电压跌落等故障时,本文所提方案具备二次强励功能,将OEL环节切至机端电压闭环控制,短时提供强励电流,增强系统的暂态稳定性,对电网的安全稳定运行有重大意义。

5 结论

通过电机暂态温升理论详细推导得到大型汽轮

发电机转子短时电流变化量与温升的关系式,认为转子过流能力与机组的初始运行工况有关。因此,在设计励磁调节器OEL的反时限功能时,应根据故障前励磁电流的综合效果整定不同的反时限时间。

提供了一种OEL反时限功能规范设计及实施方案供励磁调节器厂家参考,采用励磁电流计算转子温升变化量代替励磁电流变化量整定反时限时间,不需要引入其他复杂变量,所提方案的逻辑简单,程序实现方便,反时限动作时间充分考虑了发电机励磁电流初始负荷状态,同时具备二次强励功能。仿真结果表明本文所提优化方案能够在电网发生连锁故障时,充分考虑发电机真实的强励能力,提升发电机组对大电网暂态稳定性的贡献。

需要指出的是,在现场应用本文所提方案时应根据机组的强励能力和安全裕度进行参数整定,但机组在不同负荷下励磁绕组真实的过流能力与机组生产厂家、机组容量、发电类型、冷却方式等均有关系,不同种类机组精细化的过流能力指标及相关标准制定还需发电机生产厂家更加细致的理论研究与实践探索,这样才能在机组发挥强励潜能的同时保证其安全稳定运行。

从网源协调角度出发,如何在保证发电机设备安全的前提下充分发挥机组的潜能,为电网安全稳定运行提供有效支撑仍是一个值得深入研究的方向,笔者后续会继续与主流发电机厂家、励磁厂家开展交流合作,对成果做进一步深化研究和示范应用。

参考文献:

- [1] 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,2007:15-19.
- [2] 薛禹胜,谢云云,文福拴,等. 关于电力系统相继故障研究的评述[J]. 电力系统自动化,2013,37(19):1-9,40.
XUE Yusheng, XIE Yunchun, WEN Fushuan, et al. A review on cascading failures in power systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(19): 1-9, 40.
- [3] 林伟芳,孙华东,汤涌,等. 巴西“11·10”大停电事故分析及启示[J]. 电力系统自动化,2010,34(7):1-5.
LIN Weifang, SUN Huadong, TANG Yong, et al. Analysis and lessons of the blackout in Brazil Power Grid on November 10, 2009[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(7): 1-5.
- [4] 汤涌,卜广全,易俊. 印度“7.30”、“7.31”大停电事故分析及启示[J]. 中国电机工程学报,2012,32(25):167-174.
TANG Yong, BU Guangquan, YI Jun. Analysis and lessons of the blackout in Indian Power Grid on July 30 and 31, 2012[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(25): 167-174.
- [5] 刘思宇,谢欢,刘青,等. 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[J]. 电力自动化设备,2017,37(9):171-177.
LIU Siyu, XIE Huan, LIU Qing, et al. Influence of system impedance on stability of excitation system controlled by comparative UEL[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(9): 171-177.
- [6] 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 Yinman, XUE Yang, et al. Development and prospects of excitation control methods for synchronous generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(5): 108-117.
- [7] 王建国, 孙华东, 张健, 等. 锦屏—苏南特高压直流投运后电网的稳定特性及协调控制策略[J]. 电网技术, 2012, 36(12): 66-70.
- WANG Jianming, SUN Huadong, ZHANG Jian, et al. Stability characteristics and coordinated control strategy of interconnected grid integrated with UHVDC transmission line from Jinping to Sunan[J]. Power System Technology, 2012, 36(12): 66-70.
- [8] 苏为民, 吴涛, 姚谦, 等. 数字励磁调节器完整功能建模与仿真[J]. 电网技术, 2011, 35(12): 100-106.
- SU Weimin, WU Tao, YAO Qian, et al. Modeling and simulation on performance of digital automatic voltage regulator[J]. Power System Technology, 2011, 35(12): 100-106.
- [9] 袁亮, 吴国旸, 杨明玉, 等. 基于全过程动态仿真的发电机组涉网保护和限制自动校核[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(24): 115-121.
- YUAN Liang, WU Guoyang, YANG Mingyu, et al. Automatic check of grid related protections and limitations based on full dynamic simulation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(24): 115-121.
- [10] 宋伟, 刘桂林, 吴国旸, 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.
- [11] 国家能源局. 数字式自动电压调节器涉网性能检测导则: DL/T 1391—2014[S]. 北京: 中国电力出版社, 2014.
- [12] 唐晓骏, 韩民晓, 霍启迪, 等. 考虑发电机过励限制/保护的大电网安全稳定特性演化规律及控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(18): 5248-5255, 5523.
- TANG Xiaojun, HAN Minxiao, HUO Qidi, et al. Evolution rule and control strategy of large power grid security and stability considering generator over-excitation limit/protection[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(18): 5248-5255, 5523.

作者简介:



谢欢

谢欢(1979—),男,湖南衡阳人,高级工程师,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统稳定与控制、励磁系统理论分析等(E-mail: xiaosan_616@aliyun.com);

吴涛(1969—),男,陕西西安人,教授级高级工程师,博士,主要研究方向为电力系统稳定与控制、励磁系统理论分析等(E-mail: wu.tao@ncepri.com.cn);

王超(1982—),男,湖北十堰人,高级工程师,硕士,主要研究方向为各类电机的通风冷却计算与试验等(E-mail: wangchao7212@163.com)。

(编辑 陆丹)

Optimization technology of source-grid coordination performance based on over excitation limiter of generator

XIE Huan^{1,2}, WU Tao^{1,2}, WANG Chao³, LIANG Hao^{1,2}, XU Peng^{1,2}, WU Long⁴, ZHANG Guangtao^{1,2}

(1. North China Electric Power Research Institute Co., Ltd., Beijing 100045, China;

2. State Grid Laboratory of Source-grid Coordinated Operation Simulation and Analysis, Beijing 100045, China;

3. DFEM Control Equipment Co., Ltd., Deyang 618000, China;

4. Nanjing NARI Relays Electric Co., Ltd., Nanjing 210003, China)

Abstract: When the mainstream excitation regulator manufacturers design the inverse time limit function of over excitation limiter, they all set relevant parameters according to the rotor's over-current capacity under the rated working condition of generator, which results in the failure to give full play to the forced excitation potential of the generator when the system occurs faults. Based on the transient temperature rise theory of motor, the relation between the short-time current variation and the rotor temperature rise of large steam-turbine-generator is derived, and then the over-current capability of generator rotor under different loads is obtained. On this basis, the optimal design and realization scheme of the inverse time limit function of over excitation limiter is proposed, which fully considers the real over-current capacity of generator under different loads and the secondary forced excitation function of excitation regulator. The change of rotor temperature rise which is calculated by field current is used to set the inverse time value instead of the change of field current, which can more exert the reactive power supporting capability of the generator for the power grid and improve the transient stability of the power system in case of fault, under the premise of the safe operation of generator. Simulative results based on PSASP software verify the validity and superiority of the proposed method.

Key words: excitation regulator; steam-turbine-generator; over excitation limiter; heat dissipation model; re-excitation function; source-grid coordination; performance optimization; transient stability