变 PID 参数法在电厂自动发电控制中的应用

杨大锚

(华能国际电力开发公司铜川照金电厂,陕西 铜川 727100)

摘 要:华能国际电力开发公司铜川照金电厂2×600 MW 机组在自动发电控制(AGC)方式下升降负荷时,存在主蒸汽 压力波动大的问题。针对机组协调控制品质差的问题,在汽机主控逻辑中设计了一套变比例、积分、微分(PID)参数的 功能块,并合理设置该功能块中的比例增益和积分时间,保证在 AGC 方式下机组能以较快的速度升降负荷,且能将主蒸 汽压力偏差控制在允许范围内。

关键词:变负荷;汽机主控;变参数;主蒸汽压力

中图分类号:TM 621.6 文献标志码:A 文章编号:1674-1951(2017)08-0006-04

0 引言

华能国际电力开发公司铜川照金电厂装机容量 为2台600MW亚临界机组,锅炉为哈尔滨锅炉厂有 限责任公司生产的汽包炉,采用四角切圆燃烧,磨煤 机为直吹式,锅炉惯性较大,汽包蓄热较少。汽轮机 为东方汽轮机有限公司产品,单阀控制,滑压运行方 式。自2014年陕西电网要求该厂投入自动发电控 制(AGC)系统后,由于负荷指令变动较为频繁,且电 网要求的变负荷速度较快,该电厂2台机组均存在 升降负荷时主蒸汽压力波动较大的问题,严重影响 机组的安全、稳定运行。

1 机组升降负荷时存在的问题

该电厂2台机组升降负荷时存在的情况相同, 本文以 #1 机组为例进行说明。机组升降负荷时,由 于运行工况不尽相同,主要参数的变化也不同。如 早晚高峰期机组在 AGC 方式下以较高速率大范围 升负荷时,在升负荷的初始阶段,如果主蒸汽压力高 于或等于设定值,负荷指令增加后使得汽机主控按 照一定的比例 - 积分 - 微分(PID)参数进行调节, 调节的方向是汽机调节阀逐渐开大,实际负荷会较 快跟随 AGC 负荷指令,主蒸汽压力与设定压力在整 个过程中偏差不大;如果主蒸汽压力低于设定值较 多或仍然有下降趋势,负荷指令增加后汽机主控仍 旧按照一定的 PID 参数进行调节,调节速度即汽机 调节阀开启的速度与主蒸汽压力高于或等于压力设 定值时相同,实际负荷跟随 AGC 负荷指令的速度会 较慢,且随着阀门的开大,主蒸汽压力的实际值会有 下降的趋势,由于机组是滑压运行,主蒸汽压力的设 定值随着负荷指令的升高逐渐升高,导致主蒸汽压 力的设定值与实际值的偏差增大,使得实际负荷跟 随 AGC 负荷指令的速度变得更慢。由于该电厂锅 炉的滞后很大,因主蒸汽压力减小而增加的煤量不 能立即使主蒸汽压力提高,因此,由于主蒸汽压力的 偏差增大,锅炉的总煤量增加了很多,当增加的煤量 充分燃烧后主蒸汽压力会迅速升高,导致升负荷后 期主蒸汽压力高于设定压力较多^[1];同时,实际负荷 高于 AGC 负荷指令较多,接下来汽机调节阀快速关 小,主蒸汽压力会有继续憋高的趋势,这种情况在高 负荷时非常危险,如果不及时解除协调控制,机组主 蒸汽压力很可能会超压,存在很大的安全隐患,影响 机组的稳定运行。同理,在机组以较高速率大范围 降负荷时,如果主蒸汽压力高于设定值较多或有继 续升高的趋势,汽机调节阀的快速关小会导致主蒸 汽压力憋高,实际负荷跟随 AGC 负荷指令的速度会 较慢;由于机组是滑压运行,主蒸汽压力的设定值随 着负荷指令的下降逐渐下降,会导致主蒸汽压力设 定值与实际值的偏差增大,总煤量会减少很多,在降 负荷后期主蒸汽压力低于设定值很多,负荷实际值 低于负荷设定值较多:接下来汽机调节阀快速开大, 主蒸汽压力会有继续下降的趋势,整个过程压力和 负荷都控制得不好,还会导致汽温等参数大大偏离 正常值。

2 控制策略

针对这种情况,通过分析每次升降负荷时的协 调控制曲线,该电厂热控专业设计了一套汽机主控 变 PID 控制策略,即变比例增益 *P* 和积分时间 *T*。 该策略的核心思想为:在 AGC 方式下升降负荷时, 根据主蒸汽压力与设定压力的偏差修正汽机主控的 *P* 和 *T*,从而改变汽机调节阀开度的变化速度,当升 负荷主蒸汽压力高于设定值时,要求汽机调节阀以 较高的速度开启,当升负荷主蒸汽压力低于设定值 时,要求汽机调节阀以较低的速度开启;当降负荷主 蒸汽压力高于设定值时,要求汽机调节阀以较慢的 速度关小,当降负荷主蒸汽压力低于设定值时,要求 汽机调节阀以较快的速度关小。汽机调节阀开启和 关小的具体速度靠汽机主控的 P 和 T 来实现,其均 设计为稳态和动态 2 部分,稳态是指负荷稳定的状 态,动态是指升降负荷时的状态,稳态与动态的 P 相加得到汽机主控调节器的 $T^{[2-3]}$ 。动态的 P 和 T 在 汽机主控逻辑中通过函数模块来实现,函数模块的 输入为主蒸汽压力实际值与设定值的偏差,输出为 汽机主控的动态 P 和 T。

3 汽机主控中 *P* 和 *T* 的函数

在分散控制系统(DCS)逻辑中,汽机主控的稳态和升降负荷时的P,T通过采用几套不同的函数来 实现变化的功能,函数中的数值可以通过表格的形 式体现。表1为稳态时不同负荷指令对应的汽机主 控调节器的P和T,从表1可以看出,随着负荷指令 的升高,P逐渐减小,T逐渐加大,即比例作用和积 分作用均减小,这种改变是从高负荷时稳定主蒸汽 压力的角度考虑的。

· 农士 1610的个月贝内相支对应的几位	表1	稳态时不同负荷指令对应的汽机
-----------------------	----	----------------

主控调节器 P 和 T						
负荷指令/MW	Р	Т				
0	0.80	110				
200	0.80	110				
300	0.80	110				
400	0.80	115				
500	0.80	120				
520	0.75	125				
540	0.70	125				
560	0.65	130				
580	0.60	140				
600	0.50	145				
620	0.40	150				

表2为升负荷时主蒸汽压力设定值与实际值之 差对应的汽机主控调节器的P和T,从表2可以看 出:升负荷时主蒸汽压力越高,P越大,T越小,即比 例和积分的作用越强;升负荷时主蒸汽压力越低,P 越小,T越大,即比例和积分作用越弱。表中数值为 热控人员通过分析协调控制曲线,经多次修改参数 后得出,下同。

表 2 开页何时奓致设直与调整				
主蒸汽压力设定值与实际值 之差/MPa	Р	Т		
-2.0	0.50	- 50		
-1.0	0.50	- 40		
-0.5	0.40	- 30		
-0.1	0.25	- 10		
0.0	0.00	- 5		
0.1	0.00	0		
0.5	-0.10	20		
0.8	-0.15	25		
1.0	-0.20	30		
2.0	-0.25	35		

表3为降负荷时主蒸汽压力设定值与实际值之 差对应的汽机主控调节器P和T,从表3可以看出: 降负荷时主蒸汽压力越高,P越小,T越大,即比例和 积分的作用越弱;降负荷时主蒸汽压力越低,P越 大,T越小,即比例和积分作用越强。

表 3 降负荷时参数设置与调整

主蒸汽压力设定值与实际值 之差/MPa	Р	Т
-2.0	-0.50	90
-1.0	-0.40	70
-0.5	-0.25	45
-0.2	-0.15	20
0.0	0.00	0
0.2	0.00	0
0.5	0.10	-5
0.8	0.15	- 10
1.0	0.20	- 15
2.0	0.25	- 20

4 升负荷时动态 P 和 T 的逻辑实现

图1为升负荷时动态 P和T逻辑图,图中: LDCSP为负荷指令;SELGENMW为实际负荷; MWSP为负荷指令计算值,即负荷指令经过机组协 调控制系统(CCS)侧一次调频叠加后作为汽机主控 调节器设定值的负荷指令;MAINPRESS为主蒸汽压 力;MAINPRESSP为主蒸汽压力设定值;SELRATE 为升降负荷指令的开关量;TOTMP4为升负荷时的 动态 P,TOTMT4代表升负荷时的动态 T。逻辑中的 2个函数f(x)分别为主蒸汽压力的偏差与动态 P和 T的函数,函数中的设置见表2。逻辑中设计了2个 高选模块:(1)LDCSP – SELGENMW 值的高选,高选 值设定为6MW,且高选后有延时关的模块;

(2) MWSP - SELGENMW 值的高选,高选值设定为4 MW。当2个高选值均满足且 SELRATE =1 的情况 下逻辑中的与门出口为1,通过2个切换器取2个 函数 f(x) 输出,将计算出的 TOTMP4 和 TOTMT4 叠 加到汽机主控的稳态 P 和 $T \vdash (见表 1)$;实际负荷 接近负荷指令后,逻辑中与门出口为0,2个切换器 切至0,TOTMP4 和 TOTMT4 将按照切换器设定好的 速率由当前值变为0,动态比例和积分作用消失。 例如:当实际负荷 SELGENMW 在 380 MW 时升负 荷,负荷指令 LDCSP 为400 MW,主蒸汽压力的设定 值为13.2 MPa,主蒸汽压力实际值为13.7 MPa,主 蒸汽压力设定值与实际值之差为-0.5 MPa.根据表 1 和表 2, 稳态 P 为 0.80, 稳态 T 为 115, 动态 P 为 0.40,动态 T为-30,通过计算得出在升负荷初期作 用到汽机主控调节器的 P 为 1.20, T 为 85, 使得汽 机调节阀以较快的速度开启,实际负荷能够较快响 应负荷指令。当升负荷过程中主蒸汽压力偏差减小 至-0.1 MPa 时,动态 P 为 0.25,动态 T 为 - 10,调 节阀的开启速度较之前会有所减小,主蒸汽压力下 降的速度也会减慢,起到稳定压力的作用。当实际 负荷接近负荷指令时,动态 P 和 T 均为0,汽机主控 调节器的 P 为 0.80,T 为 115,回归到稳态值。

5 降负荷时动态 P 和 T 的逻辑实现

图 2 为降负荷时动态 P 和 T 的逻辑图,图中: TOTMP5 为降负荷时的动态 P;TOTMT5 为降负荷时 的动态 T。逻辑中的 2 个函数 f(x)分别为主蒸汽压

力的偏差与动态 $P \to T$ 的函数,函数中的设置见表 2。逻辑中设计了 2 个低洗模块:(1) LDCSP - SEL-GENMW 值的低选,低选值设定为-6MW,且低选 后有延时关的模块:(2) MWSP - SELGENMW 值的 低选,低选值设定为-4 MW。当2个低洗值均满足 且 SELRATE = 1 的情况下逻辑中的与门出口为 1, 通过2个切换器取2个函数f(x)输出,将计算出的 TOTMP5 和 TOTMT5 叠加到汽机主控的稳态 P 和 T上,当实际负荷接近负荷指令时,逻辑中与门出口为 0,2个切换器切至0,TOTMP5和 TOTMT5 将按照切 换器设定好的速率由当前值变为0,动态比例和积 分作用消失。例如:当实际负荷 SELGENMW 在 580 MW 时降负荷,负荷指令 LDCSP 为 560 MW,主蒸汽 压力的设定值为 15.5 MPa, 主蒸汽压力实际值为 16.5 MPa, 主蒸汽压力设定值与实际值之差为-1.0 MPa, 根据表 1 和表 3, 稳态 P 为 0.65, 稳态 T 为 130,动态 P 为 -0.40,动态 T 为 70,通过计算得出 降负荷初期作用到汽机主控调节器的 P 为 0.25, T 为200,使得汽机调节阀以较慢的速度关小,防止主 蒸汽压力由于调节阀的快速开启而被憋高,从而避 免机组超压。当实际负荷接近负荷指令时,动态 P πT 均为0,汽机主控调节器的 P 和 T 回归到稳 态值。

6 控制策略优化后的升降负荷曲线

汽机主控控制策略优化后,在 AGC 控制方式 下,该电厂2 台机组均能够以较高的速度升降负荷,



图1 升负荷时动态比例增益和积分时间逻辑



图2 降负荷时动态 P 和 T 逻辑

且能将主蒸汽压力偏差控制在允许范围内。图 3、 图 4 分别为升降负荷初期和后期的主要参数趋势, 图 中: MAINPRESS 为 主 蒸 汽 压 力 实 际 值; MA-INPESSSP 为主蒸汽压力设定值; 10DCSFMYDAI001 为电网 AGC 负荷指令; MWSP 为负荷指令计算值, 即负荷指令经过 CCS 侧一次调频叠加后作为汽机 主控调节器设定值的负荷指令; SELGENMW 为实际 负荷; BMOUT 为锅炉主控输出; TMOUT 为汽机主控 输出; TOTCOALFLOW 为总煤量。





从图 3、图 4 可以看出,08:11:00—20:10:00, 电网 AGC 指令频繁地升降负荷,[#]1 机组实际负荷 能够较快地跟踪负荷指令,主蒸汽压力实际值与设 定值偏差始终在允许范围内,负荷变动时最大偏差 为 0.58 MPa,负荷稳定时最大偏差为 0.30 MPa。





7 结束语

华能国际电力开发公司铜川照金电厂热控专业 在汽机主控逻辑中设计了一套变 PID 参数的功能块, 对机组协调控制起了积极的作用。在机组升降负荷 时锅炉侧的预加减煤以及预加减一次风压对整个协 调控制的作用是不能忽视的,正是这些作用与汽机主 控调节阀动作的相互协调和配合,才能保证在 AGC 方式下既能满足电网要求的负荷响应速度,又能保持 机组主蒸汽压力等重要参数在可控范围内。

参考文献:

[1]田亮,曾德良,刘吉臻,等.简化的330 MW 机组非线性动态模型[J].中国电机工程学报,2004,(下转第16页)

线监测的方式实时掌握余热锅炉低压蒸发器的各项 水化学参数。对于不含 Cr 的低压蒸发器管,水化学 控制过程中可含有微量溶解氧,促进管内表面保护 性氧化膜的形成。对于含 Cr 的低压蒸发器管,水化 学控制过程中溶解氧可控制在较低的水平。建议定 期对各类水化学监测探头进行校准,加强低压蒸发 器内部温度监测,防止产生烟气走廊和局部超温。 2.2.3 检修维护方面

应重点检查工质流速较高的余热锅炉低压蒸发器,并对联箱接管座附近温度较高、有可能发生液汽转变导致流速急剧增加的重点区域进行测厚,并用 内窥镜检查和割管抽查。

3 结束语

余热锅炉低压蒸发器泄漏问题目前是一个普遍 性的问题,应引起足够的重视。设计方面,主要解决 材质和流速方面的问题,防止先天不足。运行方面, 主要加强水化学控制,尤其是溶解氧和 pH 值,并防 止局部超温。检修维护方面,主要是及时发现、消除 安全隐患。通过设计、运行和检修维护3方面结合, 防患于未然,切实提高电厂运行的安全性和经济性。

参考文献:

- [1] DOOLEY R B. Flow accelerated corrosion in fissile and combined cycle/HRSG plants [J]. Power Plant Chemistry, 2008,10(2):68.
- [2]周军. 余热锅炉低压蒸发器出口管泄漏原因分析及处理 对策[J]. 科学中国人,2016(11):36.
- [3] 罗以勇. S109FA 机组余热锅炉低压系统泄漏分析与处理 [J]. 重庆电力高等专科学校学报,2014,19(4):45-49.
- [4]黄杰. 低压蒸发器换热管泄漏原因分析及处理措施[J]. 广东电力,2013,26(5):107-110.
- [5] BUECKER B, ENGINEERS K P. Water/Steam Treatment Programs and Chemistry Control for Heat Recovery Steam Generators [C]//ASME 2013 Power Conference. American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- [6] BUECKER B. Beware of flow-accelerated corrosion: operators of steam-generating systems should understand flow-accelerated corrosion and the potential problems it can cause [J]. Chemical Engineering, 2013, 120(3):38 - 41.
- [7] SWANEKAMP R. Combined-cycle users broaden their view to integrated plant [J]. Power Engineering, 2004, 108(7):

(上接第9页)24(8):180-184.

- [2]刘吉臻.协调控制与给水全程控制[M].北京:水利电力 出版社,1995.
- [3]房方,刘吉臻,谭文.火电单元机组协调控制系统的多变量 IMC-PID 设计[J].动力工程,2004,24(3):360-365.

36 - 41.

- [8] MOELLING D, MALLOY J, GRAHAM M, et al. Design factors for avoiding FAC erosion in HRSG low pressure evaporators [C]//ASME 2013 Power Conference. American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- [9] 王利宏, 单建明, 李伟, 等. 联合循环余热锅炉中的流动 加速腐蚀[J]. 发电设备, 2010, 24(6): 409-413.
- [10] DOOLEY R B, CHEXAL V K. Flow-accelerated corrosion of pressure vessels in fossil plants [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2000, 77(2):85 - 90.
- [11] UCHIDA S, NAITOH M, OKADA H, et al. Evaluation of flow accelerated corrosion by coupled analysis of corrosion and flow dynamics. Relationship of oxide film thickness, hematite/magnetite ratio, ECP and wall thinning rate [J]. Nuclear Engineering and Design, 2011, 241 (11):4585 -4593.
- [12] UCHIDA S, NAITOH M, UEHARA Y, et al. Evaluation methods for corrosion damage of components in cooling systems of nuclear power plants by coupling analysis of corrosion and flow dynamics (IV) comparison of wall thinning rates calculated with the coupled model of static electrochemical analysis and dynamic double oxide layer analysis and their values measured at a PWR plant [J]. Journal of nuclear science and technology, 2010, 47 (2): 184 – 196.
- [13] TOWNSEND H E. Potential-pH diagrams at elevated temperature for the system Fe – $H_2O[J]$. Corrosion Science, 1970,10(5):343 – 358.
- [14] YOU H X, XU H B, ZHANG Y, et al. Potential pH diagrams of Cr H₂O system at elevated temperatures [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2010, 20:26-31.
- [15] WANG J Q, LI X H, HUANG F, et al. Comparison of corrosion resistance of UNS N06690TT and UNS N08800SN in simulated primary water with various concentrations of dissolved oxygen[J]. Corrosion, 2014, 70(6):598-614.
- [16]朱志平,黄可龙,张玲,等.高温状态下锅水 pH 值的变 化特征研究[J]. 热能动力工程,2005,20(2):182-185.

(本文责编:齐琳)

作者简介:

郦晓慧(1984—),男,浙江兰溪人,工程师,从事电厂材 料腐蚀与防护相关研究方面的工作(E-mail:xhlee@yeah. net)。

(本文责编:刘芳)

作者简介:

杨大锚(1977一),男,内蒙古赤峰人,工程师,热控专 工,工学硕士,从事火电机组热控及优化方面的工作 (E-mail:47773152@qq.com)。