

7-31-2020

Parameter Optimization on Coordinated Control System of Thermal Power Units in High Rate Variable Load Operation Mode

Tian Liang

1. North China Electric Power University, Changping District, State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources, Beijing 102206, China, ;

Liu Fang

2. Repair and Test Department of Ordos Electric Power Bureau, Ordos 017010, China;

Xinping Liu

1. North China Electric Power University, Changping District, State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources, Beijing 102206, China, ;

Jizhen Liu

1. North China Electric Power University, Changping District, State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources, Beijing 102206, China, ;

Follow this and additional works at: <https://dc-china-simulation.researchcommons.org/journal>



Part of the [Artificial Intelligence and Robotics Commons](#), [Computer Engineering Commons](#), [Numerical Analysis and Scientific Computing Commons](#), [Operations Research](#), [Systems Engineering and Industrial Engineering Commons](#), and the [Systems Science Commons](#)

This Paper is brought to you for free and open access by Journal of System Simulation. It has been accepted for inclusion in Journal of System Simulation by an authorized editor of Journal of System Simulation.

Parameter Optimization on Coordinated Control System of Thermal Power Units in High Rate Variable Load Operation Mode

Abstract

Abstract: The frequent fluctuations and rapid change of power grid generating load instruction cause the deterioration of control quality of generating load and throttle pressure in thermal power units. *To solve this problem, a trial and error method, the parameters adjustment range of which could be quantified, was proposed. Based on the model of controlled object, the initial value of controller parameters were set conservatively. By calculating the difference between current value and the target value of load change rate, the optimization times were determined, the PID controller parameters optimization method of coordinated control system was studied, and the effectiveness of this method has been proved in theory. The application in a 600MW unit shows that the control quality of generating load and throttle pressure were improved obviously.*

Keywords

thermal power unit, coordinated control, parameter optimization, trial-and-error method, mathematical analysis

Recommended Citation

Tian Liang, Liu Fang, Liu Xinping, Liu Jizhen. Parameter Optimization on Coordinated Control System of Thermal Power Units in High Rate Variable Load Operation Mode[J]. Journal of System Simulation, 2015, 27(7): 1532-1540.

高速率变负荷模式下火电机组协调控制系统参数优化

田亮¹, 刘芳², 刘鑫屏¹, 刘吉臻¹

(1.华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室, 北京 102206; 2.鄂尔多斯电业局修试管理处, 鄂尔多斯 017010)

摘要: 针对电网发电负荷指令快速频繁变化导致火电机组发电负荷及蒸汽压力控制品质变差的问题, 提出一种参数调整幅度可量化的试凑法。基于被控制对象模型保守设置控制器参数初值, 依据负荷变化速率目标值与当前值之差确定优化次数, 研究了协调控制系统 PID 控制器参数的优化方法, 并从理论上证明了方法的有效性。在一 600 MW 机组上实施优化, 通过扰动实验证明机组发电负荷及蒸汽压力控制品质获得明显改善。

关键词: 火电机组; 协调控制; 参数优化; 试凑法; 数学分析

中图分类号: TP273

文献标识码: A

文章编号: 1004-731X (2015) 07-1532-09

Parameter Optimization on Coordinated Control System of Thermal Power Units in High Rate Variable Load Operation Mode

Tian Liang¹, Liu Fang², Liu Xinping¹, Liu Jizhen¹

(1. North China Electric Power University, Changping District, State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources, Beijing 102206, China, 2. Repair and Test Department of Ordos Electric Power Bureau, Ordos 017010, China)

Abstract: The frequent fluctuations and rapid change of power grid generating load instruction cause the deterioration of control quality of generating load and throttle pressure in thermal power units. To solve this problem, a trial and error method, the parameters adjustment range of which could be quantified, was proposed. Based on the model of controlled object, the initial value of controller parameters were set conservatively. By calculating the difference between current value and the target value of load change rate, the optimization times were determined, the PID controller parameters optimization method of coordinated control system was studied, and the effectiveness of this method has been proved in theory. The application in a 600MW unit shows that the control quality of generating load and throttle pressure were improved obviously.

Keywords: thermal power unit; coordinated control; parameter optimization; trial-and-error method; mathematical analysis

引言

目前, 火力发电机组自动控制系统面临着电网负荷指令变化速率和频率都明显增加、燃料来源不

确定以及配煤造成入炉煤质频繁变化 2 项挑战^[1]。为满足控制指标要求, 对机组控制系统进行优化至关重要。

火电机组协调控制系统被控对象同时具有多变量强耦合、非线性、大惯性等特性^[2-4], 许多先进控制算法以此对象为例开展研究, 并且有相当一部分获得成功应用, 有效改善了机组负荷-压力对象的控制品质^[5-11]; 如文献[7]针对超临界燃煤机组



收稿日期: 2014-07-17 修回日期: 2014-12-18;
基金项目: 国家重点基础研究发展计划资助项目(973项目)(2012CB215203);
作者简介: 田亮(1976-), 男, 内蒙人, 博士, 副教授, 研究方向为火电机组建模及控制系统优化; 刘芳(1990-), 女, 山西人, 硕士生, 研究方向为大机组智能优化控制; 刘鑫屏(1975-), 女, 河北人, 博士, 副教授, 研究方向为大机组智能优化控制。

<http://www.china-simulation.com>

• 1532 •

受控对象设计了一种基于增量式函数观测的状态反馈+串级 PID+智能控制(IC)+热值补偿(BTU)的综合型协调控制系统, 有效提高系统稳定鲁棒性; 文献[8]针对火电机组具有的强非线性和变参数等特点, 利用替换拆分方法建立锅炉-汽轮机系统的 T-S 模糊不确定参数模型, 应用并行分配补偿方法设计模糊控制器, 有效的用于机炉协调控制系统的跟踪控制。

但是传统炉跟机反馈加负荷指令前馈构成的复合控制, 仍然是火电机组协调控制系统的主流方案^[12-13], 原因包括: 这种控制方案能够在控制品质和现场调试的复杂程度之间取得良好的平衡, 易于被工程技术人员接受; 限于被控对象特性, 被控参数控制品质的提高往往是以增大控制输入的变化幅度及变化速率为代价的, 使得先进控制方案的应用受到现场执行机构及子回路控制系统的性能要求的限制。

现场多采用经验法通过扰动实验优化调试传统协调控制系统参数。由于现场情况较为复杂, 调试过程费时费力且存在一定风险。针对此问题, 提出一种针对机炉协调控制系统的调整幅度可量化的参数试凑法, 能够将锅炉侧、汽轮机侧控制器参数整定到最优状态, 并从理论和工程上证明了其有效性。

1 数学模型

图 1 是典型火电机组炉跟机协调控制系统忽略发电负荷指令前馈部分的简化结构示意图。前馈控制作用不会对控制系统闭环稳定性产生影响; 当入炉煤质变化时, 控制系统主要依靠反馈作用进行调节; 同时机组负荷指令高速率小幅度变化时, 过大负荷指令前馈作用将导致炉侧燃料量大幅波动。故此重点研究反馈控制器参数的优化调整方法。

图 1 中: $G_{11}(s)$, $G_{21}(s)$, $G_{12}(s)$, $G_{22}(s)$ 表示机组负荷-压力对象传递函数, $G_{c1}(s)$, $G_{c2}(s)$ 表示炉侧、机侧控制器传递函数。

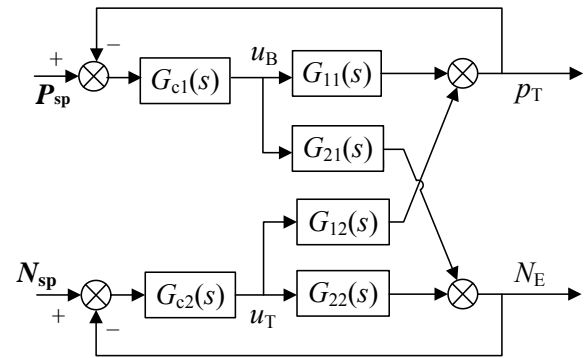


图 1 炉跟机协调控制系统结构图

以某直吹式制粉系统汽包锅炉机组为例, 其负荷-压力对象可简化为双入双出多变量系统, 输入为燃料量和汽轮机调门开度, 输出为机前压力和机组负荷。文献[14-15]在工作点处经小偏差线性化法得到负荷-压力对象传递函数表达式为:

$$\begin{bmatrix} p_T \\ N_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_B \\ u_T \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$G_{11}(s) = K_1 / (K_3 u_{T0}) \cdot$$

$$\frac{1 - 1.5 C_b K_2 \sqrt{K_1 u_{B0} s}}{(1 + K_f s)[1 + (C_b / K_3 u_{T0}) s]} \cdot e^{-\tau s} \quad (2)$$

$$G_{21}(s) =$$

$$\frac{K_1 (1 - 1.5 C_b K_2 \sqrt{K_1 u_{B0} s})}{(1 + K_f s)[1 + (C_b / K_3 u_{T0}) s](1 + K_t s)} \cdot e^{-\tau s} \quad (3)$$

$$G_{12}(s) = -\frac{K_1 u_{B0} / (K_3 u_{T0}^2)}{1 + (C_b / K_3 u_{T0}) s} \quad (4)$$

$$G_{22}(s) = \frac{[C_b K_1 u_{B0} / (K_3 u_{T0}^2)] s}{[1 + (C_b / K_3 u_{T0}) s](1 + K_t s)} \quad (5)$$

式(1)~(5)中: u_B 为燃料量指令, kg/s; u_T 为汽轮机调门开度, %; u_{B0} 为工作点处燃料量指令值, kg/s; u_{T0} 为工作点处汽轮机调门开度值, %; K_1 为燃料指令增益, MW/kg; K_2 为过热器阻力系数, 无量纲; K_3 为汽轮机增益, MW/MPa%; τ 为制粉过程迟延时间, s; K_f 为制粉动态时间, s; C_b 为锅炉蓄热系数, MJ/MPa; K_t 为汽轮机动态时间, s; p_T 为机前压力, MPa; N_E 为机组负荷, MW。

炉跟机协调控制系统包含 2 个控制器, 炉侧控制器常采用 PID 控制, 机侧控制器常采用 PI 控制。

炉侧控制器传递函数为:

$$G_{c1}(s) = K_{p1} + \frac{K_{i1}}{s} + \frac{K_d s}{Ns + 1} \quad (6)$$

机侧控制器传递函数为:

$$G_{c2}(s) = K_{p2} + \frac{K_{i2}}{s} \quad (7)$$

式(6)~(7)中: K_{p1} , K_{p2} 分别为炉侧和机侧控制器比例系数; K_{i1} , K_{i2} 分别为炉侧和机侧控制器积分增益; K_d 为炉侧控制器微分时间; N 为炉侧控制器微分时间与微分增益的比值。

2 特性分析

2.1 炉侧开环、机侧闭环

炉跟机协调控制系统是一个双回路耦合系统。现将机组负荷指令变化看作是机前压力控制回路的扰动, 可把原负荷-压力对象简化为以燃料量指令 u_B 为输入、负荷指令 N_{sp} 为扰动、机前压力 p_T 为输出的单入单出对象。如图 2, 将负荷控制回路闭环、机前压力控制回路开环, 求燃料量指令 u_B 对前压力 p_T 的开环传递函数和负荷指令 N_{sp} 对机前压力 p_T 的开环传递函数。

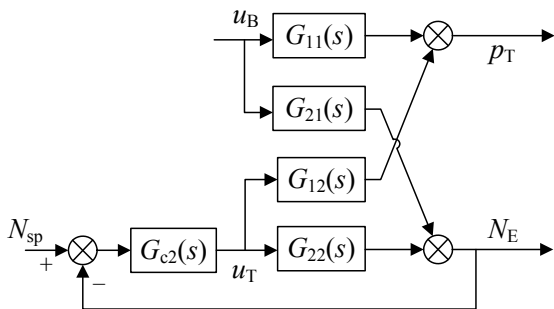


图 2 协调控制系统机侧闭环结构图

$$p_T(s) = G_{pu}(s) \cdot u_B(s) + G_{pN}(s) \cdot N_{sp}(s) \quad (8)$$

$$G_{pu}(s) = \frac{p_T(s)}{u_B(s)} = G_{11}(s) - \frac{G_{12}(s)G_{C2}(s)G_{21}(s)}{1 + G_{22}(s)G_{C2}(s)} \quad (9)$$

$$G_{pN}(s) = \frac{p_T(s)}{N_{sp}(s)} = \frac{G_{C2}(s)G_{12}(s)}{1 + G_{22}(s)G_{C2}(s)} \quad (10)$$

将式(2)~(5)及式(7)代入式(9)、式(10), 整理:

$$G_{pu}(s) = \frac{k_0(1 + a_0s)}{(1 + K_f s)(1 + b_0s)} \left(1 + \frac{k_1}{s} \cdot \frac{as + 1}{b_1s^2 + b_2s + 1}\right) \cdot e^{-\tau s} \quad (11)$$

$$G_{pN}(s) = \frac{k_2}{s} \cdot \frac{(as + 1)(K_t s + 1)}{b_3s^2 + b_4s + 1} \quad (12)$$

式(11), (12)中:

$$k_0 = K_1 / (K_3 u_{T0})$$

$$k_1 = K_3 u_{T0} / [C_b + K_3 u_{T0}^2 / (K_1 u_{B0} K_{i2})]$$

$$k_2 = -1 / [C_b + K_3 u_{T0}^2 / (K_1 u_{B0} K_{i2})]$$

$$b_0 = C_b / (K_3 u_{T0})$$

$$b_1 = 1 / [K_1 u_{B0} K_{i2} / (K_t u_{T0}) + K_3 u_{T0} / (C_b K_t)]$$

$$b_2 = [K_{p2} + (C_b u_{T0} + K_t K_3 u_{T0}^2) / C_b K_1 u_{B0}] / [K_{i2} + K_3 u_{T0}^2 / C_b K_1 u_{B0}]$$

$$b_3 = K_t C_b u_{T0} / (K_3 u_{T0}^2 + C_b K_{i2} K_1 u_{B0})$$

$$b_4 = (K_t K_3 u_{T0}^2 + C_b u_{T0} + C_b K_{p2} K_1 u_{B0}) / (K_3 u_{T0}^2 + C_b K_{i2} K_1 u_{B0})$$

$$a_0 = -1.5 C_b K_2 \sqrt{K_1 u_{B0}}$$

$$a_1 = K_{p2} / K_{i2}$$

$G_{pu}(s)$ 和 $G_{pN}(s)$ 的形式相对复杂, 为更清楚地观察式(11)和式(12)中各项系数之间的关系, 结合机组模型参数对其进行简化。表 1 给出某机组在 600 MW, 16.67 MPa 工作点的模型参数数据。

表 1 机组模型参数数据

符号	数值	符号	数值
$K_1/\text{MW/s/kg}$	19.1	$b_0/\text{MJ/MW}\%$	214.7
$K_2/\text{无量纲}$	0.000 122	$b_1/\text{MJs}^2/\text{MWkg}$	0.785
$K_3/\text{MW/MPa}$	0.537	$b_2/\text{无量纲}$	12.8
$u_{B0}/\text{kg/s}$	31.4	$b_3/\text{MJs/MWkg}$	0.785
$u_{T0}/\%$	66.7	$b_4/\text{MJs}^2\%/\text{MWkg}^2$	11.83
$a_0/\text{MJMW}^{0.5}/\text{MPa}$	34.47	$K_{p1}/\text{kg/sMPa}$	11.3
$A_1/\text{无量纲}$	11.7	$K_{i1}/\text{kg/sMPa}$	0.042
$C_b/\text{MJ/MPa}$	7 692	$K_{p2}/\%/MW$	20
K_t/s	12	$K_{i2}/\%/MW$	1.7
$k_1/\text{MWkg/MJs}$	0.533	$K_d/\%/MW$	950
$k_2/\text{MPa}\%/MW$	-0.000 129	$N/\%/MW$	1

观察 k_1, k_2 的分母: $K_3u_{T0}^2/(K_1u_{B0}K_{i2})$ 的数值与 C_b 的数值数量级不同, 且前者远远小于后者, 考虑到控制器参数 K_{i2} 数值在其工作点设置值的基础上小范围变化, 所以 k_1, k_2 均可认为是常数, 即 $k_1=(K_3u_{T0})/C_b, k_2=1/C_b$ 。

观察 b_2 : $(C_bu_{T0}K_tK_3u_{T0}^2)$ 的数值与 $C_bK_1u_{B0}$ 的数值接近, $K_3u_{T0}^2/C_bK_1u_{B0}$ 的数值接近于 0; 在控制器参数调整范围内 K_{p2} 的数值大于 K_{i2} 的数值, 所以 $b_2 \approx K_{p2}/K_{i2} = a_1$ 。观察 b_1 : 其数值与 b_2 的数值相比, 远小于 b_2 , 可忽略对式(11)动态特性影响较小的 s^2 项。

观察 b_4 : 由于 C_b 的数值远大于其他参数的数值, 所以 $b_4 \approx K_{p2}/K_{i2} = a_1$; 观察 b_3 : 其数值与 b_4 的数值相比, 远小于 b_4 , 故可忽略对式(12)动态特性影响较小的 s^2 项。

观察 a_1 : K_{p2}/K_{i2} 的数值近似等于 K_t 的数值, 考虑到优化控制器参数是在其工作点设置值的基础上小范围内进行调整, 所以在参数优化的过程中可认为 K_{p2}/K_{i2} 与 K_t 近似相等。

结合以上系数数值分析结果, 在控制器参数优化过程中式(11)、式(12)可简化为:

$$G_{pu}(s) = \frac{K_1(1-1.5C_bK_2\sqrt{K_1u_{B0}s})}{C_b s(1+K_f s)} \cdot e^{-\tau s} \quad (13)$$

$$G_{pN}(s) = -\frac{K_t s + 1}{C_b s} \quad (14)$$

式(13)、式(14)表明: 炉跟机协调控制系统, 机侧控制器参数在一定范围内的变化几乎对炉侧机前压力控制回路不产生影响。

2.2 炉侧闭环、机侧开环

将机组机前压力的变化看作是负荷控制回路的扰动, 也可把原负荷-压力对象简化为以汽轮机调门开度 u_T 为输入、机前压力指令 p_{sp} 为扰动、机组负荷 N_E 为输出的单入单出对象。如图 3, 将机前压力控制回路闭环、负荷控制回路开环, 求调门开度 u_T 对机组负荷 N_E 的开环传递函数和机前压力指令 p_{sp} 对机组负荷 N_E 的开环传递函数。

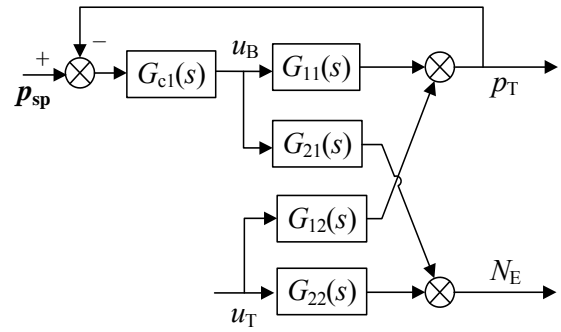


图 3 协调控制系统炉侧闭环结构图

$$N_E(s) = G_{Nu}(s) \cdot u_T(s) + G_{Np}(s) \cdot p_{sp}(s) \quad (15)$$

$$G_{Nu}(s) = \frac{N_E(s)}{u_T(s)} = G_{22}(s) - \frac{G_{21}(s)G_{C1}(s)G_{12}(s)}{1 + G_{11}(s)G_{C1}(s)} \quad (16)$$

$$G_{Np}(s) = \frac{N_E(s)}{p_{sp}(s)} = \frac{G_{C1}(s)G_{21}(s)}{1 + G_{11}(s)G_{C1}(s)} \quad (17)$$

将式(2)~(5)及式(6)代入式(16)、式(17), 整理得:

$$G_{Nu}(s) = H_0(s) \cdot [H_1(s) + 1/H_2(s)] \quad (18)$$

$$G_{Np}(s) = 1/[H_3(s) + H_4(s)] \quad (19)$$

式(18)、式(19)中:

$$H_0(s) = (K_1u_{B0} / K_3u_{T0}^2) / [(1 + C_b s / (K_3u_{T0})) \cdot (1 + K_t s)]$$

$$H_1(s) = C_b s$$

$$H_2(s) =$$

$$\frac{s(1 + Ns)(1 + K_f s)}{K_1(1 - 1.5C_bK_2\sqrt{K_1u_{B0}s})[(K_{p1}N + K_d)s^2 + \frac{1 + C_b s / (K_3u_{T0})}{(K_{p1} + K_{i1}N)s + K_{i1}}]e^{-\tau s} + \frac{1}{K_3u_{T0}}}$$

$$H_3(s) =$$

$$\frac{(Ns + 1)(1 + K_f s)(1 + K_t s)}{K_1(1 - 1.5C_bK_2\sqrt{K_1u_{B0}s})[(K_{p1}N + K_d)s^2 + \frac{1 + (C_b / K_3u_{T0})s}{(K_{p1} + K_{i1}N)s + K_{i1}}] \cdot e^{-\tau s}}$$

$$H_4(s) = (1 + K_t s) / K_3u_{T0}$$

$G_{Nu}(s)$ 和 $G_{Np}(s)$ 的形式较为复杂, 试参照表 1 列出的机组模型参数数据对其进行简化。观察 $H_0(s)$ 、 $H_1(s)$ 、 $H_2(s)$ 和 $H_4(s)$ 各项系数数值, 并未发现在控制

器参数调整范围内可以进行简化或忽略的项。这表明：在炉跟机协调控制系统中，炉侧控制器参数的变化将直接对机侧负荷控制回路产生影响。

2.3 影响系数 α

为衡量炉侧控制器参数变化对机侧负荷控制回路的影响程度，现定义影响系数 α ，它是指：其他条件不变，选择炉侧控制器或机侧控制器之一进行调整，若使得负荷控制回路控制效果发生相同改变时，机侧控制器参数相对于初始值调整幅度与炉侧控制器参数相对于其初始值的调整幅度的比值。表 2 数据来自表 1 数据对应机组的仿真实验。

表 2 不同 IAE 指标值下控制器参数数值

IAE 数值	控制器	比例系数	积分增益	微分时间
537.8	炉侧	20	1.7	950
	机侧	11.3	0.042	0
637.3	炉侧	20	1.7	950
	机侧	9.18	0.034	0
	炉侧	16	1.36	760
	机侧	11.3	0.042	0
507.9	炉侧	20	1.7	950
	机侧	13.32	0.049	0
	炉侧	24	2.04	1140
	机侧	11.3	0.042	0

根据文献[16]、文献[17]，可选取 IAE 性能指标表征负荷控制效果。表 2 显示：当炉跟机协调控制系统两个控制器参数设置为初始值时，负荷控制回路 IAE 指标为 537.8。当保持炉侧控制器参数为初始值，将机侧控制器参数调整为其初始值的 0.811 倍时，IAE 指标变为 637.3；若保持机侧控制器参数为初始值，要使 IAE 指标仍为 637.3，需将炉侧控制器参数调整为其初始值 0.8 倍。保持炉侧控制器参数为初始值，将机侧控制器参数调整为初始值的 1.179 倍时，IAE 指标变为 507.9；若保持机侧控制器参数为初始值，要使 IAE 指标仍为 507.9，需将炉侧控制器参数调整为其初始值 1.2 倍。

分析表 2 数据可得：选取炉侧控制器或机侧控制器之一进行参数调整，要使负荷控制回路 IAE

指标发生相同变化，两控制器参数相对于各自初始值调整幅度近似相等，即影响系数 α 数值近似为 1。

结合 2.1, 2.2 结论，火电机组炉跟机协调控制系统 PID 参数进行优化时，每一次调整过程中应先调整炉侧 PID 参数，后调整机侧 PID 参数。

3 参数优化

3.1 现场优化过程

现场调试火电机组协调控制系统 PID 控制器参数一般过程为：(1) 依据扰动实验和运行数据确定对象模型，通过仿真或经验确定机侧、炉侧 PID 控制器参数的理论值，保守设置实际 PID 控制器参数初始值(比例、积分、微分作用为理论值的 1/3~1/5 左右)，以保证控制系统处于绝对稳定状态；(2) 将机组负荷指令变化速率限制到比较小的值(速率值一般为机组额定负荷的 0.5%/min)，进行小负荷指令变化扰动实验(扰动值一般为机组额定负荷的 2%)，此时发电负荷以“慢爬坡”的形式响应负荷指令，而机前压力则以“非最小相位、慢爬坡、大超调”的形式响应机前压力指令；(3) 优化炉侧、机侧 PID 控制器参数；(4) 提高将机组负荷指令变化速率限制值(提高值约为机组额定负荷的 0.2%/min~0.4%/min)，进行小负荷指令变化扰动实验；(5) 重复(2)，(3)，(4)步，直至机组负荷指令变化速率限制值达到电网要求值(一般为机组额定负荷的 1.5%/min~2.5%/min)，机前压力动态偏差满足要求为止(小于 0.4~0.6 MPa)。依据电网要求负荷变化速率目标及机组设备特性不同，调试重复次数 N 约为 4~7 次。

3.2 优化量推导

设炉侧和机侧控制器参数初始值依次为 B_0 和 T_0 ，炉侧和机侧控制器参数最优值依次为 B 和 T ；第 n 次调整结束后炉侧控制器参数用 $B(n)$ 表示，机侧控制器参数用 $T(n)$ 表示；第 n 次炉侧控制器参数的调整量用 ΔB_n 表示，机侧控制器参数的调整量用 ΔT_n 表示。

因机侧控制器参数的变化几乎对炉侧控制回路不产生影响, 故炉侧控制器参数可按等幅度调整, 假设炉侧控制器参数经过 N 次调整后参数达到最优值, 那么 $\Delta B_n = (B - B_0)/N$; 因炉侧控制器参数的变化直接对机侧控制回路产生影响, 将此影响效果折合到对机侧控制器参数的影响, 此时机侧控制器参数按不等幅度调整, 则第 n 次调整量 $\Delta T_n = [T - T(n-1)]/(N-n+1)$ 。调整过程如下:

第 1 次:

$$B(1) = B_0 + \Delta B_1, \quad T(0) = T_0 + \alpha \Delta B_1 T_0 / B_0;$$

$$T(1) = T_0 + \alpha \Delta B_1 T_0 / B_0 + \Delta T_1;$$

$$\Delta B_1 = (B - B_0)/N,$$

$$\Delta T_1 = [T - T(0)]/N = (T - T_0)/N - \alpha T_0 (B - B_0) / (B_0 N^2);$$

第 2 次:

$$B(2) = B(1) + \Delta B_2,$$

$$T(2) = T(1) + \alpha \Delta B_2 T_0 / B_0 + \Delta T_2;$$

$$\Delta B_2 = (B - B_0)/N,$$

$$\Delta T_2 = [T - T(1) - \alpha \Delta B_2 T_0 / B_0] / (N-1) = (T - T_0) / N + \alpha T_0 (B - B_0) (1/N - 2) / [B_0 N(N-1)];$$

第 3 次:

$$B(3) = B(2) + \Delta B_3,$$

$$T(3) = T(2) + \alpha \Delta B_3 T_0 / B_0 + \Delta T_3;$$

$$\Delta B_3 = (B - B_0)/N,$$

$$\Delta T_3 = [T - T(2) - \alpha \Delta B_3 T_0 / B_0] / (N-2) = (T - T_0) / N + \alpha T_0 (B - B_0) [2/N + 1/(N-1) - 3] / [B_0 N(N-2)];$$

第 4 次:

$$B(4) = B(3) + \Delta B_4,$$

$$T(4) = T(3) + \alpha \Delta B_4 T_0 / B_0 + \Delta T_4;$$

$$\Delta B_4 = (B - B_0)/N,$$

$$\Delta T_4 = [T - T(3) - \alpha \Delta B_4 T_0 / B_0] / (N-3) = (T - T_0) / N + \alpha (B - B_0) T_0 [3/N + 2/(N-1) + 1/(N-2) - 4] / [B_0 N(N-3)];$$

依次类推计算得:

$$\text{第 } n \text{ 次: } B(n) = B(n-1) + \Delta B_n,$$

$$T(n) = T(n-1) + \alpha \Delta B_n T_0 / B_0 + \Delta T_n;$$

$$\Delta B_n = (B - B_0)/N,$$

$$\Delta T_n = [T - T(n-1) - \alpha \Delta B_n T_0 / B_0] / (N-n+1) = (T - T_0) / N + \alpha T_0 (B - B_0) [(n-1)/N + (n-2)/(N-1) + (n-3)/(N-2) + \dots + 1/(N-(n-2)) - n] / [B_0 N(N-n+1)].$$

3.3 收敛性证明

假设经过 N 次调整后, 炉侧控制器参数达到最优值 B , 若此时机侧控制器参数也能够收敛到其最优值 T , 即可说明该参数优化方法有效。

机侧控制器参数调整因受到炉侧控制器参数调整的影响, 按不等幅度调整。随着调整次数的增加, 调整量 ΔT_n 逐渐减少且能够收敛于 0。

证明:

$$\begin{aligned} \Delta T_n &= (T - T_0) / N + \alpha (T_0 / B_0) (B - B_0) [(n-1) / N + \\ &\quad (n-2) / (N-1) + (n-3) / (N-2) + \dots + \\ &\quad 1 / (N-n+2) - n] / [N(N-n+1)] = \\ &\quad (T - T_0) / N + \alpha (T_0 / B_0) (B - B_0) \\ &\quad [((n-1) / N - 1) + ((n-2) / (N-1) - 1) + \\ &\quad ((n-3) / (N-2) - 1) + \dots + \\ &\quad (1 / (N-n+2) - 1) - 1] / [N(N-n+1)] = \\ &\quad (T - T_0) / N + \alpha (T_0 / B_0) (B - B_0) [(N-n+1) / \\ &\quad N + (N-n+1) / (N-1) + (N-n+1) / \\ &\quad (N-2) + \dots + (N-n+1) / (N-n+1)] / \\ &\quad [N(N-n+1)] = (T - T_0) / N - \alpha (T_0 / B_0) \\ &\quad (B - B_0) [1 / N + 1 / (N-1) + 1 / (N-2) + \dots + \\ &\quad 1 / (N-n+1)] / N \end{aligned}$$

因为 $T_0(B - B_0)/B_0$ 与 $T - T_0$ 相比较, 定有一个的数值大于等于另一个, 故假设 $T_0(B - B_0)/B_0 \geq (T - T_0)$, 则:

$$\begin{aligned} \Delta T_n &\leq \{1 / N - \alpha [1 / N + 1 / (N-1) + \\ &\quad 1 / (N-2) + \dots + 1 / (N-n+1)] / N\} \\ &\quad [T_0 (B - B_0) / B_0] \leq \\ &\quad [T_0 (B - B_0) / B_0] (1 - \alpha n / N) / N \end{aligned}$$

同时:

$$\begin{aligned} \Delta T_n &\geq \{1 / N - \alpha [1 / N + 1 / (N-1) + \\ &\quad 1 / (N-2) + \dots + 1 / (N-n+1)] / N\} \\ &\quad (T - T_0) \geq (T - T_0) [1 - \alpha n / N] / \\ &\quad (N - n + 1) \end{aligned}$$

当 $n \rightarrow N$ 时:

$$\lim_{n \rightarrow N} \Delta T_n \leq \lim_{n \rightarrow N} [T_0(B - B_0) / B_0](1 - \alpha n / N) / N \leq [T_0(B - B_0) / B_0](1 - \alpha)$$

$$\lim_{n \rightarrow N} \Delta T_n \geq \lim_{n \rightarrow N} (T - T_0)[1 - \alpha n / N] / (N - n + 1) \geq (T - T_0)(1 - \alpha)$$

已知 α 非常接近于 1, 所以 $1 - \alpha$ 趋近于 0, 则:

$$\lim_{n \rightarrow N} \Delta T_n = 0.$$

又因为 $\Delta T_n = [T - T(n-1)] / (N - n + 1)$ 所以:

$$\lim_{n \rightarrow N} \Delta T_n = \lim_{n \rightarrow N} [T - T(n-1)] / (N - n + 1) = T - T(N-1) = 0$$

即: $T(N-1) = T$, 经有限次调整后机侧控制器参数收敛到最优值。

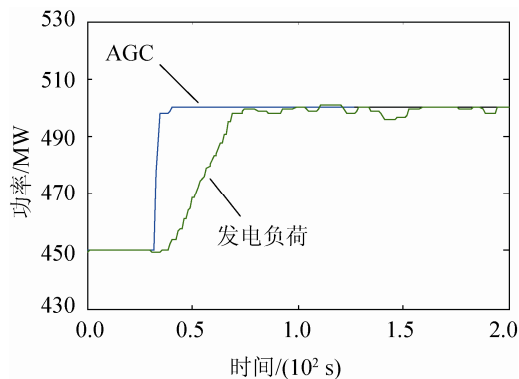
证毕。

4 实例验证

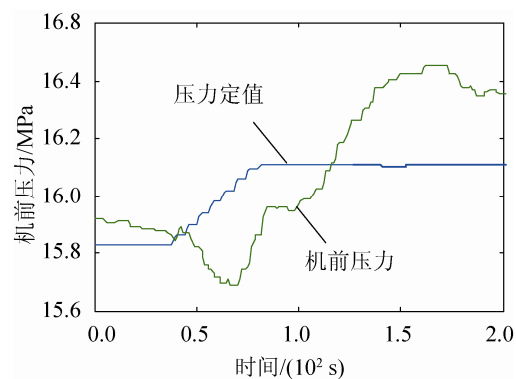
以某电厂 600 MW 机组(锅炉型号 HG-2023/

17.6-YM4)为例进行实验验证。图 4~6 依次是 AGC (自动发电控制)指令为变化幅度是 50 MW 的阶跃信号、连续快速小幅度变化的阶梯信号和快速变化的随机信号时, 控制器参数优化前后机组负荷与机前压力响应 AGC 指令变化曲线。

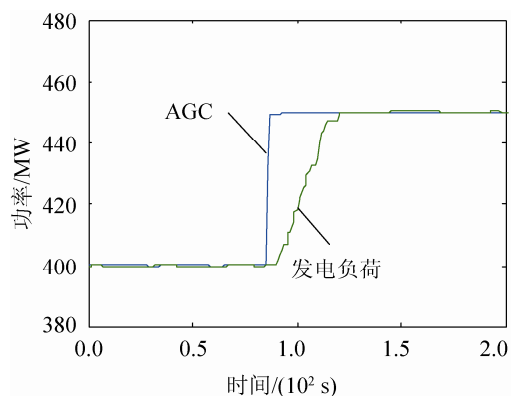
图 4~6 数据显示: 当 AGC 指令大幅度阶跃变化时, 优化前图 4(b)压力最大偏差分别为 0.36 MPa, 优化后图 4(d)最大偏差为 0.21 MPa; 当 AGC 指令小幅度阶梯变化时, 优化前图 5(b)压力最大偏差分别为 0.39 MPa, 优化后图 5(d)最大偏差为 0.12 MPa; 当 AGC 快速随机变化时, 优化前图 6(b)压力最大偏差分别为 0.53 MPa, 优化后图 6(d)最大偏差分别为 0.23 MPa。从上述 3 组对比实验可以看出: 参数优化后, 特别是在负荷指令小幅度高速率变化时, 机组负荷响应速率有所提高, 机前压力波动明显减少, 控制系统品质得到一定改善。



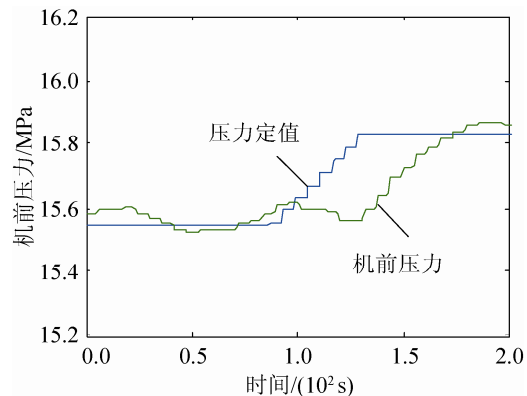
(a) 参数优化前负荷响应曲线



(b) 参数优化前机前压力响应曲线



(c) 参数优化后负荷响应曲线



(d) 参数优化后机前压力响应曲线

图 4 AGC 指令是大幅度变化阶跃信号

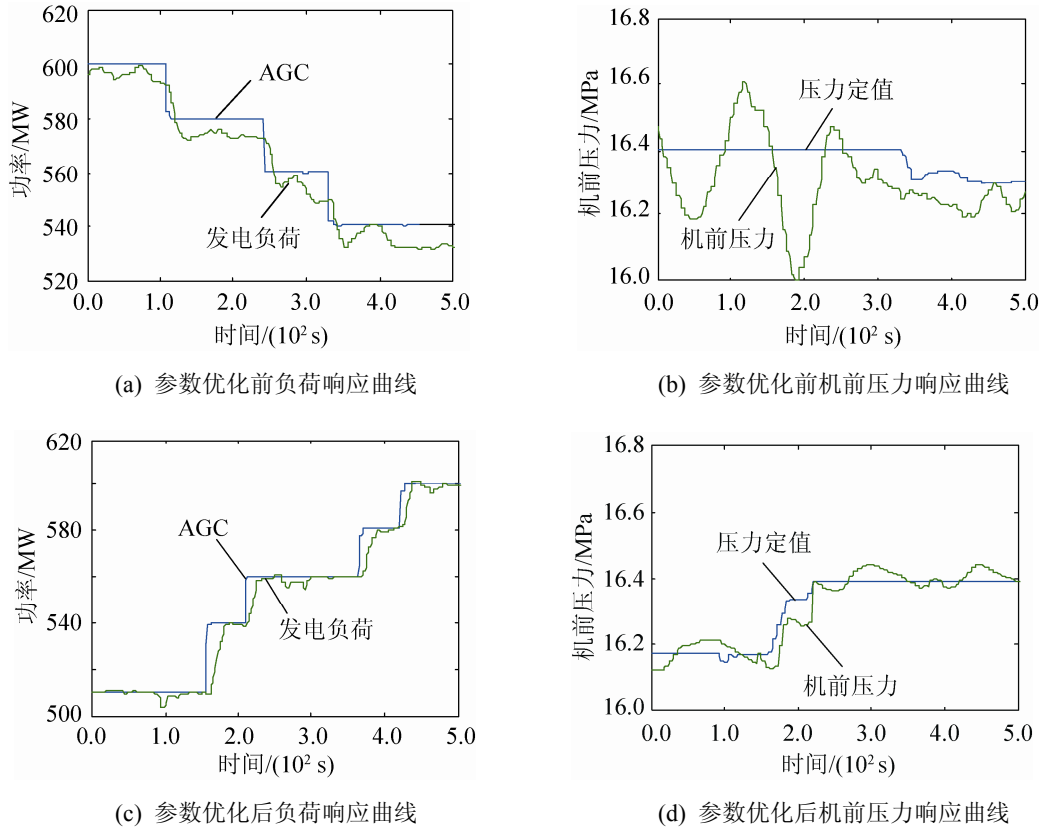


图 5 AGC 指令是小幅度变化阶梯信号

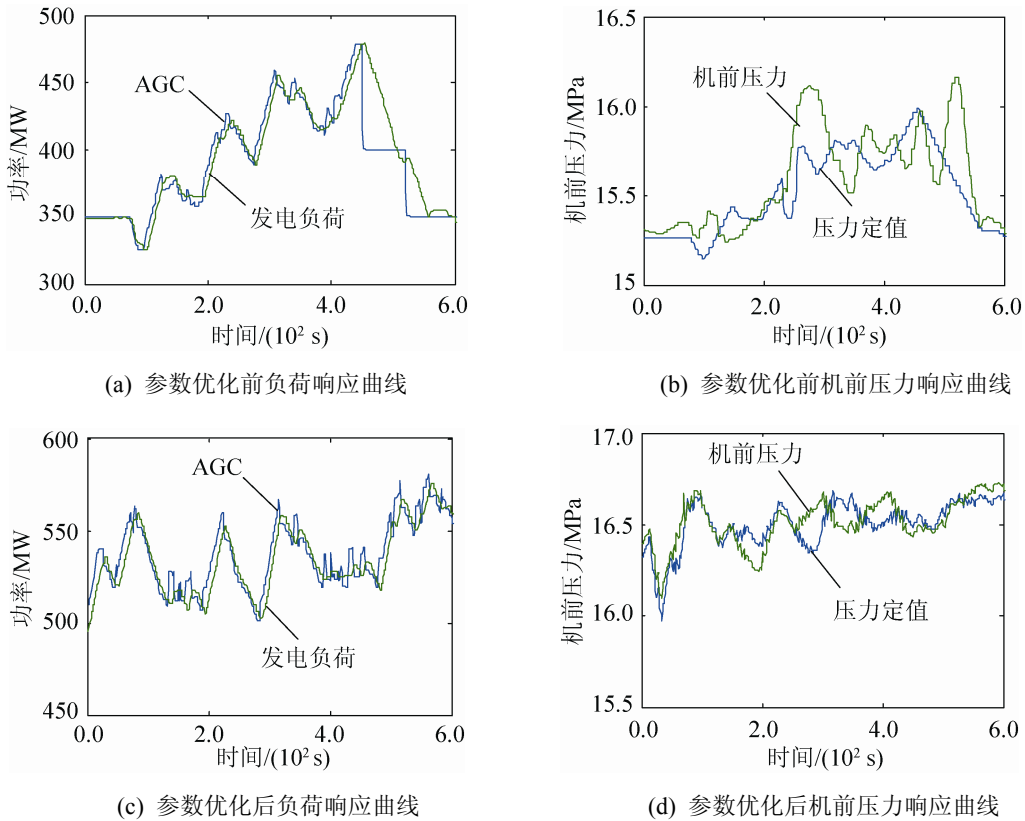


图 6 AGC 指令是快速变化随机信号

5 结论

本文针对处于高速率变负荷模式下的典型炉跟机协调控制火电机组提出调整幅度可量化的参数优化方法, 通过理论分析和实验验证, 得到如下结论:

(1) 在一定范围内, 机侧控制器参数变化对炉侧压力控制回路无影响, 炉侧控制器参数变化对机侧负荷控制回路的影响系数 α 近似为 1。

(2) 推导得到炉侧控制器等幅度调整量 ΔB_n 及机侧控制器不等幅度调整量 ΔT_n 的数学表达式, 且随着调整次数 n 的增加 ΔT_n 收敛于 0, 优化过程能够使控制器参数调整到最优。

(3) 在 600 MW 机组进行实验, 当负荷指令由大幅阶跃信号到快速小幅阶梯信号再到快速随机信号变化时, 优化后的负荷响应速率有所提高且机前压力波动明显减少, 参数优化方法工程应用有效。

论文研究成果对于丰富火电机组协调控制系统参数优化方法及提高机组安全运行水平有借鉴意义。

参考文献:

- [1] 刘吉臻. 大规模新能源电力安全高效利用基础问题[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(16): 1-7.
- [2] 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, 24(8): 180-184.
- [3] 闫姝, 曾德良, 刘吉臻, 等. 直流炉机组简化非线性模型及仿真应用[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(11): 126-134.
- [4] 韩忠旭, 李丹, 高春雨. 汽包炉单元机组协调受控对象的动态特性剖析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(11): 105-110.
- [5] 陈彦桥, 刘吉臻, 曾德良, 等. 500 MW 机组模糊多模型协调控制系统仿真研究[J]. 系统仿真学报, 2003, 15(11): 1610-1612.(CHEN Yanqiao, LIU Jizhen, ZENG Deliang, et al. Simulation Research of Multi-Model Coordinated Control System on a 500 MW Boiler-Turbine Unit[D]. Journal of System Simulation, 2003, 15(11): 1610-1612.)
- [6] 郑恩让, 马壮. 火电机组免疫单神经元非线性控制方

- 法仿真研究[J]. 系统仿真学报, 2008, 20(18): 4964-4967, 4970. (ZHENG Enrang, MA Zhuang. Simulation Research of Immune Single-neuron Nonlinear Control Method in Boiler-turbine System[D]. Journal of System Simulation, 2008, 20(18): 4964-4967, 4970.)
- [7] 韩忠旭, 周传心, 张伟, 等. 超临界组协调控制系统设计新方法及其工程应用[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(8): 75-81.
- [8] 柳善建, 刘西陲, 沈炯, 等. 基于模糊 Lyapunov 函数的机炉协调跟踪控制器设计[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(11): 96-103.
- [9] 岳俊红, 刘吉臻, 谭文, 等. 改进的预测函数控制算法及其应用研究[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(11): 93-97.
- [10] 禚莉明, 卓小芳, 何祖威. 基于遗传算法的火电机组制粉系统运行优化[J]. 系统仿真学报, 2007, 19(1): 156-159. (XUAN Liming, ZHUO Xiaofang, HE Zuwei. Optimization of Bali Mill Pulveriser System's Operation Based on Genetic Algorithm [J]. Journal of System Simulation, 2007, 19(1): 156-159.)
- [11] 管志敏, 王兵树, 林永君, 等. 自抗扰控制在火电厂主汽温控制中的应用研究[J]. 系统仿真学报, 2009, 21(1): 307-311.(GUAN Zhimin, WANG Bingshu, LIN Yongjun, et al. Main Steam Temperature Control of Thermal Power Plant Based on Active Disturbance Rejection Control[J]. Journal of System Simulation, 2009, 21(1): 307-311.)
- [12] 韩忠旭, 张智, 刘敏, 等. 北仓 1 和 2 号 600 MW 单元机组协调控制系统的设计与应用[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(18): 126-132.
- [13] 韩忠旭, 阎翠会, 张智. 锅炉蒸汽温度鲁棒性控制系统研究及其稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(8): 101-109.
- [14] 田亮, 邓拓宇, 刘吉臻. 基于风量氧量热量信号前微分协调控制系统[J]. 动力工程学报, 2011, 31(10): 739-744.
- [15] 田亮. 单元机组非线性动态模型的研究[D]. 保定: 华北电力大学, 2005.
- [16] 徐峰, 李东海, 薛亚丽. 基于 ITAE 指标的 PID 参数整定方法比较研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(8): 207-210.
- [17] 孟庆伟, 刘吉臻, 王瑞琪, 等. 基于电网“两个细则”的 PI 控制器优化整定[J]. 电机与控制学报, 2013, 17(10): 91-96.