

1 100 t/h 塔式炉水冷壁 热负荷及变形趋势的数值模拟

董 陈¹, 窦文字², 周屈兰¹, 徐通模¹

(1. 西安交通大学 能源与动力工程学院, 陕西 西安 710049; 2. 中国特种设备检测研究院, 北京 100013)

摘 要: 通过自行编制的数值模拟软件, 对蒲城发电厂 1 号炉进行了热态空气动力场和燃烧过程的数值模拟, 并通过水冷壁热负荷分布的情况来讨论水冷壁开裂趋势的问题。数值模拟的结果表明: 燃烧器喷口射流旋向向上时, 炉膛火焰中心偏高, 且炉膛出口的温度偏差较大; 燃烧器喷口射流旋向向下时, 炉膛火焰中心位于炉膛下部, 炉膛温度的均匀性较好; 炉膛四面炉墙的热负荷差异很大, 水冷壁的 4 个角落热膨胀不均匀, 而导致较大的开裂趋势。在将燃烧器喷口射流旋向调整为向下以后, 墙面之间的热负荷偏差减小, 水冷壁开裂的可能性减小; 每面炉墙自身的热负荷偏差也很大, 若水动力工况不佳时, 也可导致炉墙水冷壁变形。

关 键 词: 旋流燃烧器; 数值模拟; 壁面热负荷; 水冷壁开裂

中图分类号: TK224; O242 文献标识码: A

引 言

随着燃烧模型的发展和它们在煤粉锅炉的成功应用, 煤粉锅炉燃烧中的复杂现象, 包括气固两相流动、燃烧、热量传递和 NO_x 减排等, 用数值计算的方法得到了很广泛的应用^[1~2], 在一些地方数值计算研究可以很好的指导甚至代替了实验研究, 应用这些数值研究结果可以改善锅炉的燃烧状况^[3~5]。

Srdjan Belosevic 等人在三维坐标系下^[6], 建立了专门的模型, 用 $k-\epsilon$ 气相湍流模型, 欧拉-拉格朗日方法, 颗粒湍流交互作用, 颗粒扩散模型、六通量辐射模型和基于球形颗粒动力学和实验获得的动力学参数对切向燃烧的煤粉电站锅炉进行了燃烧过程的数值模拟, 模型很好地预测了炉内各种因素之间的影响, 并且和实际的测量结果进行了比较, 结果也是比较吻合的。Zheng Chuguang 等人开发了一种新的计算流体动力学的程序^[7], 用这种方法对 300 MW

切向燃烧的煤粉锅炉燃烧过程中气流形状, 炉膛出口温度偏差和飞灰中可燃物造成的热损失进行了数值计算和实验测量。结果表明, 当燃烧烟煤时, 二次空气呈现 V 型时, 锅炉燃烧的状况最好, 炉膛出口温度偏差最小, 同时飞灰中可燃物最少。Yin Chungen 等人在大尺寸的煤粉切圆燃烧锅炉内对炉膛上部的烟温偏差进行了热态数值模拟^[8], 模拟结果表明炉膛出口处的残余旋转是烟温偏差的一个重要原因。作者还用现场运行的结果和数值模拟结果进行了对比, 验证了数值模拟结果的可靠性是较高的。张颀等人利用 PHOENICS 软件, 采用 IPSA 两相流模型及煤粉燃烧综合模型^[9], 对一台有 16 个径向浓淡旋流燃烧器两侧墙对冲布置的 200 MW 燃煤锅炉炉内燃烧过程进行了数值计算, 得出了炉内燃烧器区域以及炉膛出口的烟气温度场和燃烧产物的组分浓度分布。模拟结果与锅炉热态试验数据进行了比较, 两者吻合情况较好。郭建民等人利用 Fluent 软件对一台 300 MW 旋流对冲燃煤锅炉在不同工况下进行了数值计算^[10], 模拟结果与锅炉热态试验数据进行了比较, 两者吻合情况较好。

总的看来, 在已有的电站锅炉热态数值计算算例中, 针对旋流对冲燃烧方式的热态计算算例不多, 而旋流对冲燃烧方式的水冷壁热负荷分布及其不均匀性尚未得到充分讨论和研究。而本文在燃烧和辐射传热计算的基础上, 试图通过水冷壁热负荷分布的偏差来讨论水冷壁的变形开裂趋势。

数值模拟的对象是蒲城发电厂 1 号炉, 系引进罗马尼亚制造的 1 100 t/h 塔式直流煤粉炉, 配用 SWF 型旋流燃烧器, 前后墙对冲布置。1996 年 7 月投产, 运行期间, 锅炉曾经出现过水冷壁开裂的现象, 于 2000 年 4 月进行了第一次大修, 并对燃烧器

收稿日期: 2007-11-14; 修订日期: 2008-02-22

基金项目: “十一五” 国家科技支撑计划基金资助项目 (2006BAK02B03, 2006BAA01B03)

作者简介: 董 陈 (1981-) 男, 湖北丹江口人, 西安交通大学博士研究生

进行了调整。为全面了解炉膛热态内空气动力场和燃烧过程,掌握锅炉炉内温度场分布状况和水冷壁热负荷分布状况,为锅炉运行调整提供依据,对蒲城发电厂1号炉进行了热态空气动力场和燃烧过程数值模拟。

1 数值模拟基本原理、网格划分和工况安排

1.1 基本原理

数值模拟程序对炉内湍流流场采用工程上最常用的 $k-\epsilon$ 模型^[1],程序是在 SIMPLE 算法的基础上开发制作的^[2],对复杂形状的计算区域用“区域扩充法”进行处理,固体壁面上的边界条件用高 Re 数模型的“壁面函数法”。整个计算程序由本单位自行编制。

壁面条件: 用高 Re 数的壁面函数法,将第一个内节点布置到旺盛湍流区,假设其速度分布为对数分布,计算出当量壁面扩散系数 μ_t 。

进口条件: 根据燃烧器出口的各层风的速度及燃烧器的结构尺寸,计算出进口气流的方向角,从而得到燃烧器喷口流体速度在 x 、 y 、 z 方向的分量,然后在各相应的边界节点赋上相应的速度值。

出口条件: 为防止计算过程中出口截面出现回流区引起发散,使用“出口流速提升法”来设定速度场的出口条件,而其它物理量如温度等则使用“充分发展条件”。

1.2 网格划分与计算区域

图1为网格划分与计算区域示意图,将炉膛剖分为主 $80 \times 32 \times 115 = 294\ 400$ 个网格,其中高度方向上:

- (1) 冷灰斗剖为 5 个网格;
- (2) 每个燃烧器喷口剖为 40 个网格;
- (3) 每个燃烧器喷口之间的炉膛剖为 5 个网格;
- (4) 燃烧器以上到管式受热面之间的炉膛剖为 10 个网格。

在宽度方向每个燃烧器喷口都剖为 40×40 的网格。在深度方向上,在炉膛内贴近燃烧器喷口的区域网格较密,而炉膛中央网格较稀。

由于实炉炉膛尺度很大,共计有 20 个双调风旋流燃烧器,在使用直角坐标系的情况下,需要较密的网格才能反映圆形的旋流燃烧器喷口的情况。数值模拟的运算量很大,因此选用运算量相对较小的模型。气体颗粒流采用“无滑移”模型,燃烧过程使用了 EBU-Arhe-

nius 模型^[3],辐射传热则使用了通量法^[4]。

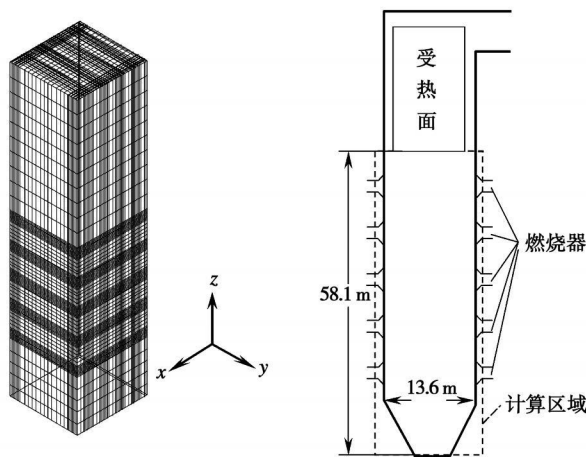


图 1 网格剖分与计算区域示意图

1.3 数值模拟工况安排

该锅炉是 1 100 t/h 塔式直流锅炉,一共 20 个旋流燃烧器,在水冷壁上交错布置,如图 2 所示。每层燃烧器平面一共 4 个燃烧器,也是交错布置,如图 4 所示。

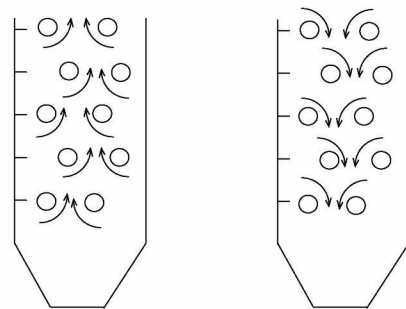


图 2 工况 1 和工况 2 的燃烧器旋转方向

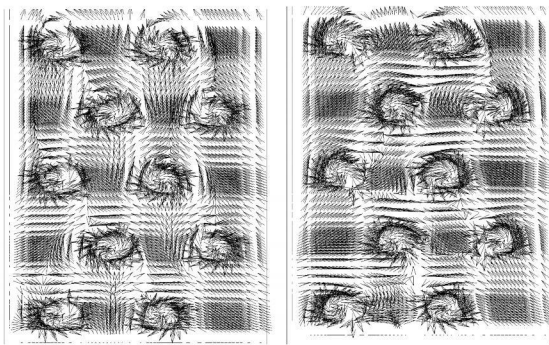
燃烧器是双调风旋流燃烧器。燃烧器喷口风速及风温为:一次风风温 $90\ ^\circ\text{C}$, 风速 $19.5\ \text{m/s}$, 二次风风温 $360\ ^\circ\text{C}$, 二次风 I 风速 $29.8\ \text{m/s}$, 二次风 II 风速 $35.6\ \text{m/s}$ 。工况 1 和工况 2 的主要差异是各燃烧器出口气流的旋转方向不同,如图 2 所示。在大修改造前,使用工况 1,在发现水冷壁开裂的大修改造后,使用工况 2。

2 数值模拟结果

2.1 流场图谱

图 3 为工况 1 和工况 2 前墙 y 方向流场图谱,图中显示了前墙燃烧器喷口的喷射状况。工况 1 的射流旋转方向驱动整个前墙的流体向上流动,而工

况2的射流方向驱动流体先向下流动,然后扩散到炉膛两侧后向上流动。



工况1

工况2

图3 前墙y方向流场图谱

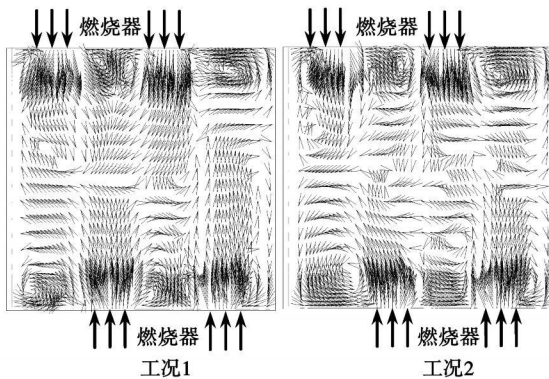


图4 第二排燃烧器平面z方面流场图谱

图4展现了工况1和工况2第二排燃烧器平面z方向流场图谱。可以看出,工况1的喷口射流的射程均比工况2略长,而且射流的偏斜程度也比工况2略低。工况1喷口射流的刚性好于工况2,这是因为工况1在炉膛中央有一股上升气流,这股气流的动量较大,并且与喷口射流的旋向配合,如图3所示,有利于帮助保持喷口射流的刚性。而工况2的炉膛中央流动情况较为复杂,如图3所示,整体上主气流仍然在向上流动,而局部的气流旋向向下,使得主气流与喷口射流的旋向不配合,不利于帮助保持喷口射流的刚性。所以,工况1的射流刚性较好,但火焰中心偏高,而工况2的射流刚性不好,容易产生“飞边”等现象,但火焰中心不会比工况1高,而且截面的温度分布会比较均匀,具体的情况参考炉内温度分布的计算结果。二者之间的权衡要通过实际锅炉的调试来实现。

2.2 炉内温度场分布

图5显示了炉膛内y方向截面的温度三维对比图样,从图中可以看出:

(1) 工况1的火焰中心略高于工况2,而工况2的温度场均匀性略优于工况1,这与流场的分析结果是一致的。

(2) 两个工况最高温度点都位于最下层燃烧器平面,工况2的最高温度高于工况1的最高温度78℃,这是因为工况2燃烧器喷口射流旋向向下,使炉膛下部成为火焰的中心,形成优势的着火区域,形成较高的温度。

(3) 工况1的炉膛上部温度水平高于工况2,工况2的炉膛下部温度水平高于工况1。

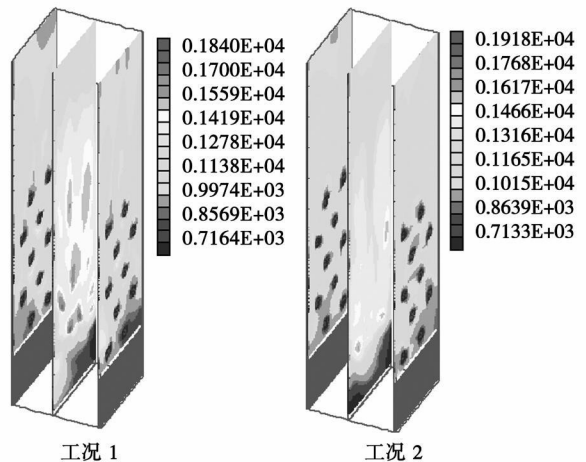


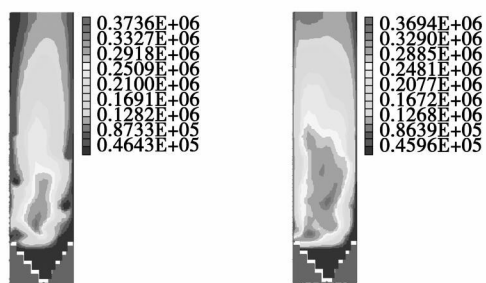
图5 y方向炉膛温度分布三维对比

2.3 壁面热负荷分布

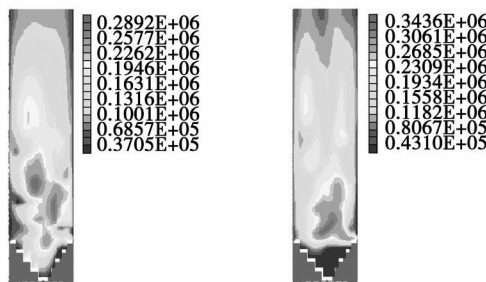
图6为炉膛四面水冷壁热负荷分布图,可以看出:

(1) 两种工况,炉膛的左右墙和前后墙之间的整体热负荷偏差都存在偏差,四面炉墙的水冷壁整体的热偏差系数如表1所示。可以看出,右墙和前墙的热负荷偏差系数随工况变化不大。随工况的变化,左墙和后墙的热负荷状况发生了较明显的变化。这种墙面之间的热偏差对大型锅炉是一种严重威胁,在炉墙水冷壁交接的地方,即炉膛的4个角,由于四面墙的热负荷差异,会造成4片水冷壁膨胀程度不同,而在炉膛的4个角水冷壁交接的地方形成变形开裂。依照本文的计算结果,对于工况1,右、后墙之间是较容易发生开裂的地方,对于工况2,右、前墙之间是较容易发生开裂的地方。

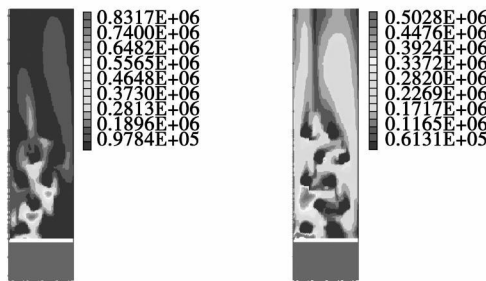
(2) 对于工况1,右、后墙之间热偏差系数差为0.1362,在将工况1调整燃烧器喷口射流旋向成为工况2以后,右、前墙之间热偏差系数差为0.1209,墙面之间的热负荷偏差减小,因此水冷壁开裂的可能性减小。



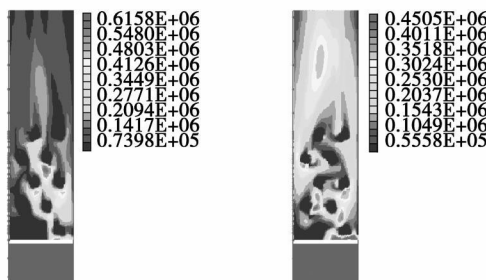
工况 1 工况 2
(a) 右墙壁面热负荷分布(W/m²)



工况 1 工况 2
(b) 左墙壁面热负荷分布(W/m²)



工况 1 工况 2
(c) 前墙壁面热负荷分布(W/m²)



工况 1 工况 2
(d) 后墙壁面热负荷分布(W/m²)

图 6 炉膛四面水冷壁热负荷分布

(3) 每面炉墙上的热负荷也存在很大的偏差, 这种偏差不但会造成水冷壁各管子之间的吸热偏差, 也会造成水冷壁的变形。四面炉墙的水冷壁管间的热偏差系数如表 1 所示。从热负荷偏差的数值看来, 对工况 1, 炉膛的右墙水冷壁最容易变形。而将工况 1 调整燃烧器喷口射流旋向成为工况 2 以

后, 除前墙的热偏差系数变化不大以外, 各面炉墙上的热负荷偏差均有所减小。

实炉的运行情况表明, 右、后墙之间的水冷壁交角发生了开裂现象, 这与本文的预计是吻合的。而当锅炉大修, 改变燃烧器旋向以后, 水冷壁开裂的情况得到缓解。

表 1 水冷壁整体的热偏差系数

	整体热偏差系数(工况 1)	整体热偏差系数(工况 2)	最大管间热偏差系数(工况 1)	最大管间热偏差系数(工况 2)
前墙	0.963 4	0.968 1	1.426 1	1.483 8
后墙	0.939 7	1.013 1	1.320 8	1.162 2
左墙	1.021 0	0.929 8	1.415 1	1.338 9
右墙	1.075 9	1.089 0	1.744 3	1.327 7

3 数值模拟结果的验证

3.1 水冷壁管间热流偏差验证

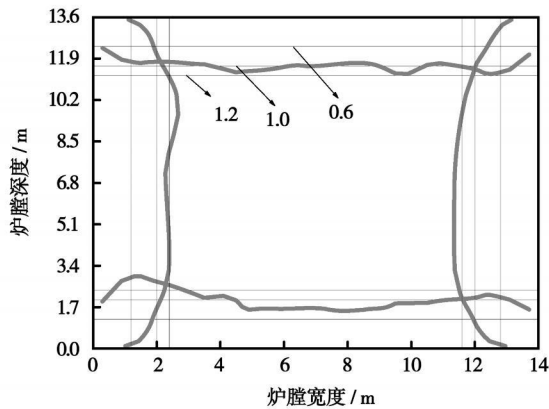
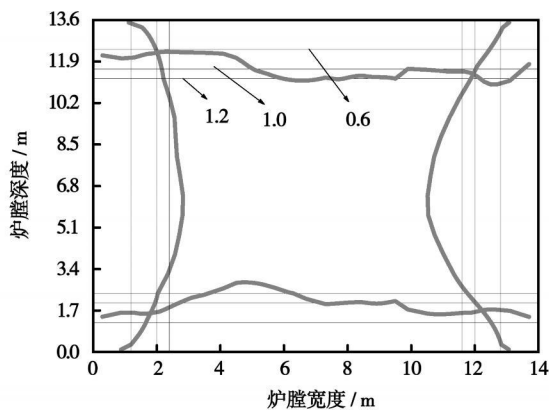


图 7 炉膛水冷壁管间热流偏差分布

图 7 为根据本文数值计算结果作出的四面炉墙的水冷壁管间的热偏差系数分布, 图 8 是某国外公司提供的相同型号锅炉实测的四面炉墙的水冷壁管

间的热偏差系数分布。图中曲线为热流偏差分布曲线, 直线代表热流偏差系数值。从分布曲线的形状看来, 二者比较吻合, 但实测的数据更为光滑, 而且热偏差系数也小于计算值。这是以下原因造成的:

(1) 实际炉膛中水冷壁管的表面覆盖了一些灰尘, 而且膜式水冷壁之间的导热对热流有均匀化作用, 同时管内的水动力特性对管壁温度有调节作用, 以上作用均可使热流均匀化, 但在数值模拟的数学模型中较难以考虑, 因此实测的管间热偏差系数小于计算值。

(2) 实测的管间热偏差系数是通过有限的测点间接测量的, 不能体现热负荷细微的波动。而计算给出的是具体位置的精确计算值, 可以体现热负荷细微的波动。所以计算得到的曲线不如实测值光滑, 却可以体现比较小范围内的热负荷波动情况。

总体说来, 数值模拟的结果比实测的结果更偏保守, 对水冷壁的安全来说, 是更偏安全的预测结果。

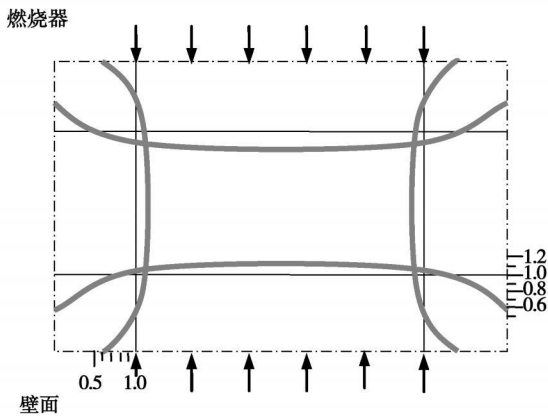


图 8 某锅炉实测炉膛水冷壁管间热流偏差分布

3.2 炉膛辐射热流分布验证

图 9 是炉膛中心整体辐射热流分布情况, 图 10 是某国外公司提供的相同型号锅炉炉膛实测辐射热流分布情况, 即其峰值为 $3.8 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ 左右。本文工况 1 的计算结果的峰值与实测结果的误差小于 10%, 表明计算结果是合理的。对比看来, 有以下现象:

(1) 实测的热负荷是通过有限的测点间接测量的, 不能体现热负荷细微的波动。数值计算给出的是具体位置的精确计算值, 可以体现热负荷细微的波动。所以计算得到的曲线不如实测值光滑, 呈现一定的波动, 却可以体现比较小范围内的热负荷波动情况。

(2) 由于工况 1 的火焰中心高于工况 2, 所以对

工况 1, 炉膛上部的辐射热流大于工况 2, 而工况 2 在炉膛下部局部高于工况 1。

(3) 整体看来, 计算的炉膛热流峰值位置在燃烧器区域偏下部, 而实测炉膛热流峰值位置在燃烧器区域的偏上部, 这是由于炉膛结构、燃烧器配风和煤种状况的差异引起的, 但二者总体的趋势吻合良好。

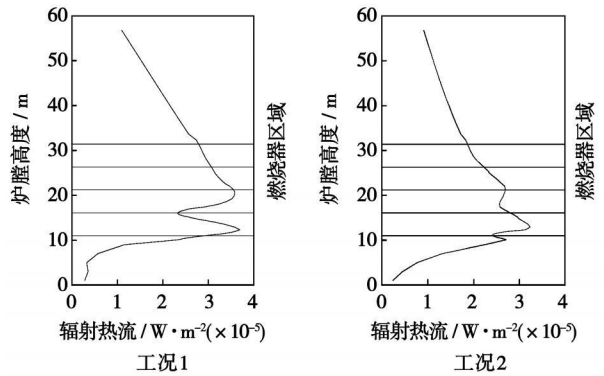


图 9 炉膛中心辐射热流分布

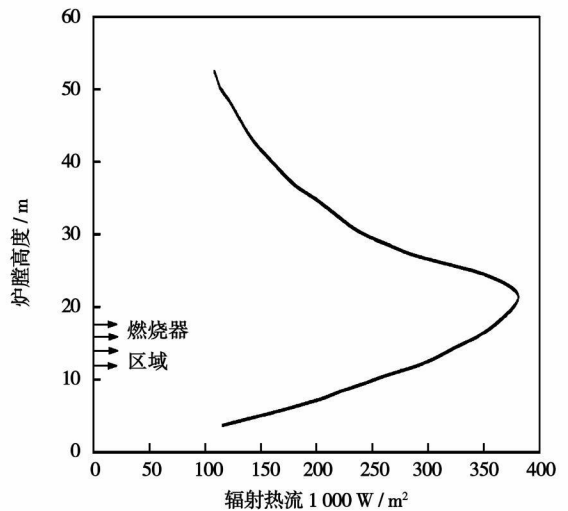


图 10 某锅炉炉膛实测辐射热流分布

4 结 论

通过自行编制的数值模拟软件, 对蒲城电厂 1 号炉进行了燃烧过程的数值模拟, 得到了炉膛内部的热态流场、辐射热流分布以及炉膛水冷壁的壁面热负荷分布的详细数据。主要结论如下:

(1) 综合数值模拟得到的流场和温度场特征, 工况 1 (旋向向上) 的燃烧器喷口射流刚性较好, 但火焰中心偏高, 而工况 2 (旋向向下) 的燃烧器喷口射流刚性不好, 容易产生“飞边”等现象, 但火焰中心较低, 而且截面的温度分布比较均匀。

(2) 数值模拟的结果表明, 四面墙的热负荷差异较大, 会造成 4 片水冷壁膨胀程度不同, 而在炉膛的 4 个角水冷壁交接的地方形成变形开裂。依照本文的计算结果, 对于工况 1, 右、后墙之间是开裂趋势较强的地方, 对于工况 2, 右、前墙之间是开裂趋势较强的地方。在将工况 1 调整燃烧器喷口射流旋向成为工况 2 以后, 墙面之间的热负荷偏差减小, 因此水冷壁开裂的可能性减小。

(3) 四面炉墙的水冷壁管间的热偏差系数分布的计算结果与某锅炉实测的四面炉墙的水冷壁管间的热偏差系数分布的对比表明, 从分布曲线的形状看来, 二者比较吻合, 但实测的数据更为光滑, 而且热偏差系数也小于计算值。数值模拟的结果对水冷壁安全性而言是偏保守的。

(4) 炉膛中心整体辐射热流分布情况与某锅炉炉膛实测辐射热流分布情况对比表明, 二者的分布形状和数量级均吻合较好, 但计算的炉膛热流峰值位置在燃烧器区域偏下部, 而实测炉膛在燃烧器区域的偏上部。

参考文献:

[1] NISKA S A. Coal combustion modelling[M]. London: IEA Coal Res, 1996.
 [2] EATON A M, SMOOT L D, HILLS C, et al. Components, formulations, solutions, evaluation and application of comprehensive combustion models[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1999, 25(4): 387-436.

[3] BOYD R K, KENT J H. Three-dimensional furnace computer modeling[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 1988, 21(1): 265-274.
 [4] BONIN M P, MCQUAY M. A parametric evaluation of particulate dynamics in an industrial pulverized coal fired boiler[J]. Fuel, 1996, 75(2): 195-206.
 [5] FAN J R, QIAN L G, MA Y L, et al. Computational modeling of pulverized coal combustion processes in tangentially fired furnaces[J]. Chemical Engineering Journal, 2001, 81(1-3): 261-269.
 [6] SRDJAN BELOSEVIC, MIROSLAV SIJERICIC, SIMEON OKA, et al. Three dimensional modeling of utility boiler pulverized coal tangentially fired furnace[J]. Heat and Mass Transfer, 2006, 49(19/20): 3371-3378.
 [7] ZHENG CHU GUANG, LIU ZHAOHUI. Numerical and experimental investigations on the performance of a 300 MW pulverized coal furnace[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2002, 29(1): 811-818.
 [8] YIN CHUNGEN, ROSENDAHL LASSE, CONDRA THOMAS J. Further study of the gas temperature deviation in large scale tangentially coal-fired boilers[J]. Fuel, 2003, 82(9): 1127-1137.
 [9] 张 颢, 孙 锐, 吴少华. 200 MW 旋流燃烧方式煤粉炉内燃烧试验和数值研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(8): 215-220.
 [10] 郭建民, 刘 石, 姜 凡. 300 MW 旋流对冲燃煤锅炉燃烧与排放数值模拟[J]. 锅炉技术, 2006, 37(4): 44-48.
 [11] KIM S W, CHEN C P. A multiple time scale turbulence model based on variable partitioning of the turbulent kinetic energy spectrum[J]. Numerical Heat Transfer, Part B, 1989, 16: 193-211.
 [12] 陶文铨. 数值传热学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2004.
 [13] 周屈兰. 径向浓淡式双调风旋流燃烧器的试验研究与数值模拟[D]. 西安: 西安交通大学, 2001.
 [14] 赵坚行. 燃烧的数值模拟[M]. 北京: 科学出版社, 2002.

(编辑 滨)

船舶燃气轮机

LM2500 燃气轮机驱动第一艘海岸巡逻艇

据《Gas Turbine World》2008 年 5~6 月号报道, 在成功完成海上试验后, 5 月 8 日 Northrop Grumman Shipbuilding 已将海岸巡逻艇交付给美国海岸警卫队。

该艇的推进系统由有两台 MTU 20V I163 柴油机的 CODAG(柴燃并车使用联合装置)配置的 1 台 LM2500 燃气轮机组成。该推进系统由 MTU Detroit Diesel 公司提供。

在 4 h 满功率试运行过程中, LM2500 在 CODAG 运行方式中产生 22 007 kW 功率。

Bertholf 是在其 Deepwater Program(深水计划)中由美国海岸警卫队开发的 Legend 级巡逻艇的第一艘艇。

该艇长 127.4 m, 宽 16.5 m, 排水量为 4 300 t。CODAG 推进系统可以大于 28 节的速度推进该艇。

第二艘海岸巡逻艇目前正在 Northrop Grumman 造船厂建造。该艇将同样由基于 LM2500 的 CODAG 推进系统驱动。

(吉桂明 供稿)

ness of three kinds of microchannels that the triangular channel enjoys a maximal thermodynamic effectiveness. **Key words:** microchannel, numerical simulation, heat transfer

石化污泥与煤混烧的流化床多环芳烃排放特性 = PAH (Polycyclic Aromatic Hydrocarbon) Emission Characteristics of a Circulating Fluidized Bed Burning a Mixture of Petrochemical Sludge and Coal [刊, 汉] / ZHU Ge, ZHAO Chang-sui, LI Yong-wang, et al (Education Ministry Key Laboratory on Clean Coal Power Generation and Combustion Technology, Southeast University, Nanjing, China, Post Code: 210096) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(6). — 645 ~ 648

A systematic experimental study has been conducted of the PAH (Polycyclic Aromatic Hydrocarbon) emission characteristics of a circulating fluidized bed (CFB) burning a mixture of petrochemical sludge and coal. The test was performed on a CFB test device with a dense-phase zone whose cross section is $0.23\text{ m} \times 0.23\text{ m}$ and whose height is 7 m. It has been found that the PAH content of the sludge is far higher than that of coal. With an increase of the secondary air flow rate, the emissions of PAH from flue gas, fly ash and bottom slag show a conspicuous descending tendency. When excess air coefficient increases, PAH emission level will first go down and then up. An addition of lime stone can effectively suppress the generation of PAH. In case of an increase of Ca/S molar ratio, the emission level of the PAH will dramatically decrease. The emissions of PAH of lower molecular weight (LMW) predominate in various operating conditions. The emission amount of PAH from flying ash is way above that from the bottom slag. **Key words:** petrochemical sludge, circulating fluidized bed, hybrid combustion, polycyclic aromatic hydrocarbon (PAH)

1100 t/h 塔式炉水冷壁热负荷及变形趋势的数值模拟 = Numerical Simulation of the Thermal Load and Deformation Tendency of a 1100 t/h Tower Furnace Water Wall [刊, 汉] / DONG Chen, ZHOU Qu-lan, XU Tong-mo (College of Energy Source and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, China, Post Code: 710049), DOU Wen-yu (China Special Equipment Inspection Research Institute, Beijing, China, Post Code: 100013) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(6). — 649 ~ 654

By using a self-developed numerical simulation software, a numerical simulation was conducted of the hot-state aerodynamic field and combustion process in boiler No. 1 of Pucheng Power Plant. Moreover, the problem of water wall fracture tendency was explored proceeding from the distribution of water wall thermal loads. The numerical simulation results show that when the jet flow from burner nozzles rotates spirally upward, the furnace flame center will be located excessively high and the temperature deviation at the furnace outlet is comparatively big. When the jet flow from the burner nozzles rotates spirally downward, the furnace flame center will be located at the lower part of the furnace, and the furnace temperature distribution exhibits a relatively good uniformity. The thermal loads of the walls at four sides of the furnace have a very big difference, and the water wall has an uneven thermal expansion at the four corners, thus leading to a relatively big fracture tendency. After the rotating direction of the jet flow from the burner nozzles has been adjusted from upward to downward, the thermal load deviation between the wall surfaces will decrease and the possibility of any water wall fracture diminish. In addition, the thermal load deviation of each furnace wall itself is also very big. If hydrodynamic operating conditions deteriorate, a water-wall deformation may also result. **Key words:** swirling burner, numerical simulation, wall-surface thermal load, water wall fracture

复合喷动流态化烟气脱硫工艺中一级气液区段脱硫特性研究 = A Study of Desulfurization Characteristics of a First-grade Gas-liquid Section in the Process of Compound-sprouted Fluidized Flue-gas Desulfurization [刊, 汉] / GAO Ji-lu, GAO Ji-hui, CHEN Xiao-li, et al (Combustion Engineering Research Institute, Harbin Institute of Technology, Harbin, China, Post Code: 150001) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(6). — 655 ~ 660

The authors have presented a novel semi-dry-method of flue-gas purification process and conducted an experimental study of the desulfurization characteristics of a first-grade gas-liquid main reaction section in the above process by employing a