

炉内燃烧器射流组组合特性分析

史光梅, 李明海, 陈 均, 罗群生

(中国工程物理研究院 结构力学研究所, 四川 绵阳 621900)

摘 要: 以某燃油火烧炉为具体研究对象, 调整燃烧器的几种主要组合方式, 对炉内三维湍流燃烧场特性进行数值模拟, 得到了燃烧器射流组组合特性对炉内空气动力场的影响规律, 并将模拟计算的结果与实验结果比较, 计算数据与实测结果吻合较好, 这对于确定燃烧器组合工况、设计试验方案具有实际意义, 为室内火烧炉运行工况的调节提供了理论参考依据。

关 键 词: 湍流燃烧; 射流组组合特性; 数值模拟; 燃油火烧炉; 燃烧器

中图分类号: TK223.2 文献标识码: A

引 言

目前, 国内外对电加热炉、野外油池火烧炉以及燃油或燃气加热炉常采用试验方法研究, 但随着湍流流动和燃烧模型的不断完善以及计算机和计算技术的不断发展, 数值模拟方法已逐渐成为研究燃烧过程和工业炉的常规方法, 国内在这方面的研究和应用也日益广泛^[1~5]。

某燃油火烧炉在两侧壁上分别交错布置了 6 组燃烧器, 每组燃烧器的截面形状和尺寸均相同, 但初始参数不同。当多组燃烧器同时工作时, 由于多股射流间相互干扰、掺混, 则射流组的速度分布特性、卷吸特性、射程以及湍流参数的分布特性等均与单股射流有所不同。因此, 研究调整了燃烧器的几种主要组合方式, 通过数值模拟掌握燃烧器射流组组合特性对炉内空气动力场的影响规律, 为该燃油火烧炉运行工况的调节提供理论参考依据。

1 基本控制方程

燃烧基本方程主要包括连续方程、动量方程、能量方程和组分方程, 它们都由非定常项、对流项、扩散项及源项 4 种类型构成, 可以用统一的形式表示

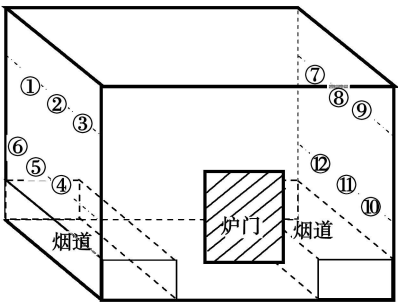
出来^[6], 即:

∂(ρϕ)/∂t + div(ρuϕ) = div(Γ∇ϕ) + S (1)

式中: ρ—流体密度; ϕ—任意独立变量; u—速度矢量; Γ—对应于的交换系数; S—相应的源项。对于定常流, 则去掉方程左边的第一项非定常项。ϕ、Γ、S 等参数在不同方程中的具体形式如表 1 所示。

2 几何模型

本研究所模拟的火烧炉大致成长方体形, 如图 1 所示, 但其两侧壁上分别交错布置了 6 组圆形燃烧器烧嘴, 且烧嘴直径相对于整体长度来说小得多, 因而如何处理好这种炉内烧嘴布置的不对称性和小圆形烧嘴面及其周边区域的网格划分是非常关键的。结合所使用的网格划分软件 GAMBIT 的功能与特点, 采用分区处理法进行划分。由于该模型几何结构相对比较规则, 而六面体网格与其它体网格相比较具有计算较准确的优点, 因此模型中均采用六面体网格进行划分。为节省计算时间和计算费用, 经过比较, 采用体网格数为 57 万的模型, 网格尺寸约为 40 mm, 如图 2 所示。



①~⑫—圆形燃烧器烧嘴的布置

图 1 火烧炉结构示意图

收稿日期: 2009-10-27 修订日期: 2010-02-03

基金项目: 国家自然科学基金委员会—中国工程物理研究院联合基金资助项目(10776100)

作者简介: 史光梅(1974—), 女, 甘肃武威人, 中国工程物理研究院结构力学研究所工程师。

表 1 直角坐标系下式 (1) 中参数在不同燃烧湍流运动微分方程中的具体形式

	ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ
连续性方程	1	0	0
X轴动量方程	$\bar{u}$	μ_{eff}	$-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x} (\rho k)$
Y轴动量方程	$\bar{v}$	μ_{eff}	$-\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{v}}{\partial z} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial y} (\rho k)$
Z轴动量方程	$\bar{w}$	μ_{eff}	$-\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{w}}{\partial z} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial z} (\rho k)$
能量方程	H	$\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_h}$	S_h
组分方程	$\bar{m}_a$	$\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_a}$	R_a
湍流动能	κ	$\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k}$	$G_k - \rho \epsilon$
湍流动能耗散率	ϵ	$\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_\epsilon}$	$C_1 G_k \frac{\epsilon}{k} - C_2 \rho \frac{\epsilon^2}{k}$

注: (1) $G_k = \mu_{\text{eff}} \left\{ 2 \left[\left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial z} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial z} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial z} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} \right)^2 \right\}$;
(2) $\mu_{\text{eff}} = \mu_t + \mu_m$ 其中, $\mu_t = C_\mu \rho k^2 / \epsilon$, μ_m 为分子动力粘度。

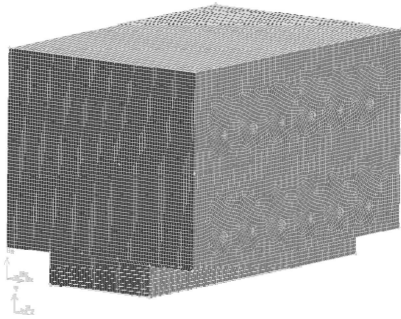


图 2 六面体网格数为 57 万的模型

3 数值模拟与工况条件

由于该火烧炉采用低压空气雾化喷嘴对燃油进行雾化,使得燃油的雾化粒度小而均匀(其雾化粒度为 50~80 μm),油雾与空气混合较好,因此数值模拟时考虑成单相气流流动和燃烧具有较好的计算经济性。在对炉内三维湍流燃烧过程进行数值模拟时,湍流输运采用可实现的 k-ε 双方程模型,湍流燃烧采用有限速率 涡耗散模型,辐射换热采用 P1 模型,数值计算模型采用六面体网格,压力-速度耦合采用 SIMPLE 算法;对火烧炉内流场的非线性和强源项问题,采用了步进解法和欠松弛迭代法来加速收敛。

圆形烧嘴处流体入口平面给定为压力入口边界条件,烟道出口截面处设为零压力出口边界条件;炉

门处采用压力出口边界条件;固壁面处为无滑移速度边界条件,即垂直于壁面的速度和切向速度为零,且固壁面不可渗透,固壁面上湍流量为零;炉膛内壁面的顶部与四周分别根据实测平均温度值采用定壁温边界条件,炉膛底部采用绝热边界条件。对壁面附近流场采用“壁面函数”法处理^[7],保证了数值计算的适应性。

设定入口压力为 6 900 Pa 燃料/空气比为 0.07,针对燃烧器的不同组合工况,完成系列验证性试验,如表 2 所示。试验时,在炉膛内壁面上共布置 10 个温度测点,采用 K 型热电偶测得每组燃烧工况稳定燃烧时期的炉膛内壁面平均温度,为数值模拟提供真实的边界条件;此外,在炉内不同位置、不同高度布置 4 个温度测点,采用 K 型热电偶测得每组燃烧工况稳定燃烧时期的炉内火焰场平均温度,可为炉内火焰场的数值计算结果提供试验验证依据。

4 计算模拟结果与分析

4.1 多股燃烧射流组合工况的热响应特性

给定各燃烧器烧嘴的初始参数均相同(入口压力 6 900 Pa 燃料/空气比 0.07),只调整其组合方式,模拟得到不同组合工况下炉内平均温度值,图 3 反映了计算模拟值与实测结果的吻合程度。可以看出,炉内温度与工作烧嘴个数相关,显然,工作烧嘴个数越多,送入炉内的油量越大,炉内平均温度值也

就越高。当烧嘴组合数目超过 6 组以后, 烧嘴个数对炉内温度值的影响变小, 这是由于烧嘴个数增多后, 由于多股射流间相互卷吸、干扰, 湍流混合程度增强, 流动速度变大, 从而导致烟气带走的物理热损失增加。因此, 当试验要求温度为 1 400 K 左右时, 8 组烧嘴组合与 12 组烧嘴组合工作时的炉内温度值相差不大, 为节约燃料, 应选择 8 组烧嘴组合工作。

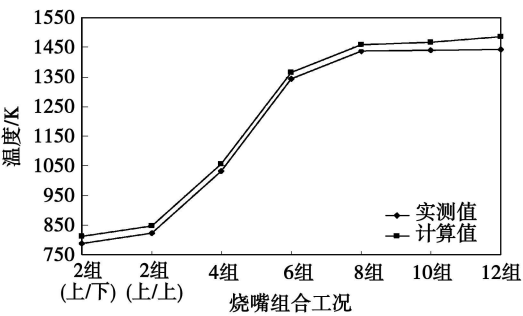


图 3 不同组合工况下炉内平均温度的变化

表 2 各燃烧工况验证性试验的测试结果 (K)

工况 序号	工作烧嘴组合情况	炉膛顶部内壁 面平均温度	炉膛四周内壁 面平均温度	炉内火焰场 平均温度	周围环 境温度
1	2组 (上 / 上): 1号与 9号	874	779	788	284
2	2组 (上 / 下): 1号与 12号	847	787	823	284
3	4组: 4号、6号、7号与 9号	1 007	945	1 000	284
4	6组: 2号、4号、6号、7号、9号与 11号	1 332	1 308	1 343	284
5	8组: 1号、2号、3号、4号、6号、7号、9号与 11号	1 418	1 407	1 440	284
6	10组: 1号、2号、3号、4号、5号、6号、7号、8号、 10号与 11号	1 419	1 408	1 441	283
7	12组烧嘴全部工作	1 474	1 392	1 443	286

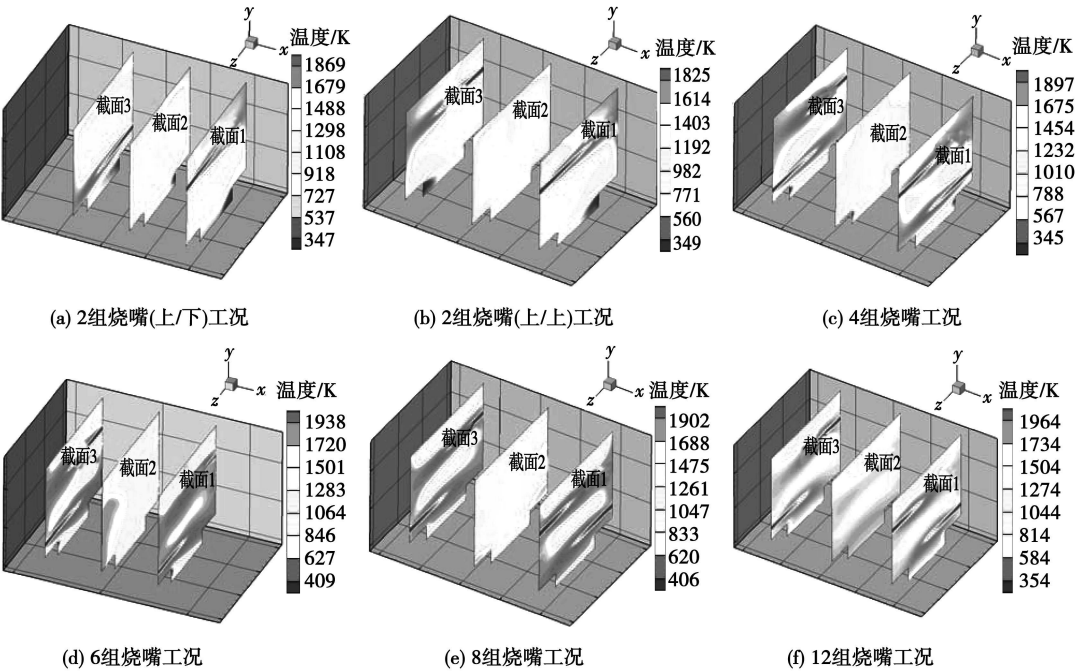


图 4 不同组合工况下炉内 截面上的温度分布

图 4 表明了不同组合工况下炉内的温度场分布特性。当只有 2 组烧嘴工作时, 一侧上、一侧下烧嘴组合工况的平均温度为 811.1 K 温度不均匀度为 8 284 %, 而取两侧均为上部烧嘴组合时的平均温

度为 846.2 K 温度不均匀度为 7.92 %, 尽管这两种工况下的平均温度相差不大, 但比较而言, 上 / 上组合工况下炉内温度的均匀性要好一些。比较图 4 (a)、(b)也可以看出, 图 4 (b)中截面 2 上的温度呈

对称分布特性。从 y 截面温度分布图可以看出, 在炉膛中心区域 (亦即物料加热工作区) 范围内, 图 4 (d) 中 6 组烧嘴组合工况下的温度分布并不太对称, 也不够均匀, 而其余几种工况下, 截面 1 与截面 3 中的温度基本呈对称或反对称分布, 这是由于 6 组烧嘴 1 号、3 号、5 号、8 号、10 号和 12 号组合工作时, 其中有 4 组烧嘴 3 号、5 号、8 号、12 号所处的位

置靠近截面 1, 从而造成截面 1 中的温度普遍高于截面 3 中的温度分布情形。因此, 为使炉内工作区域温度更均匀, 调整燃烧器烧嘴组合工况时, 应使两侧壁烧嘴对称或反对称分布, 比如, 6 组烧嘴组合时, 应选择烧嘴 1 号、3 号、6 号、8 号、10 号、12 号组合或烧嘴 2 号、4 号、6 号、7 号、9 号、12 号组合。

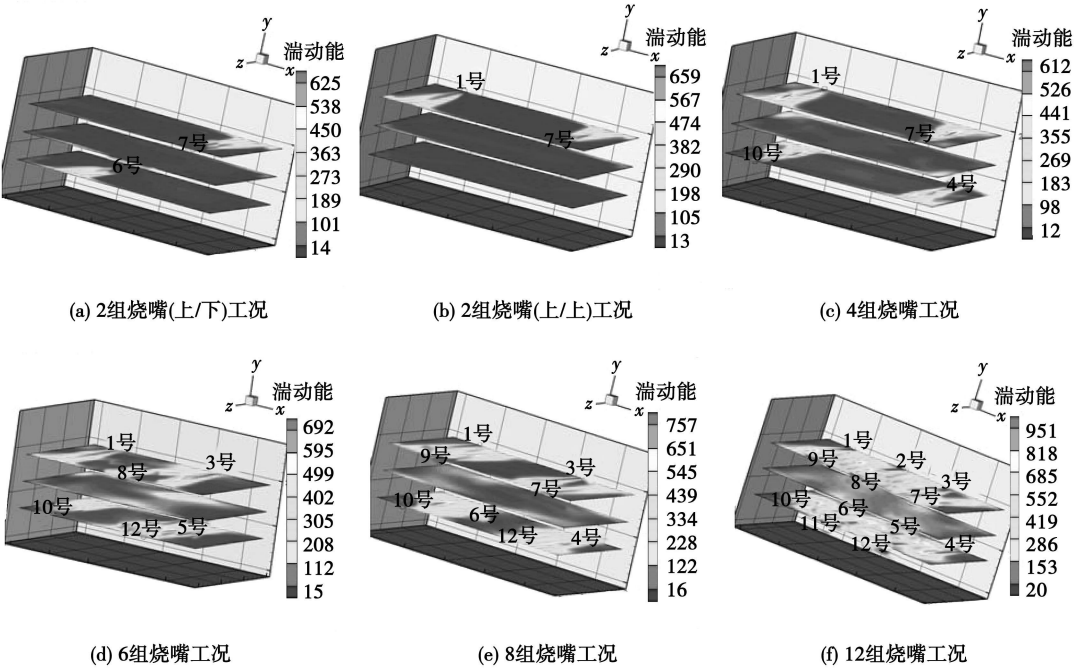


图 5 不同组合工况下炉内 y 截面上的湍动能分布

4.2 多股燃烧射流组合工况的流动特性

图 5 表明了不同组合工况下炉内 y 截面上湍动能的分布特性; 图 6 表明了不同组合工况下炉内 z 截面上湍流耗散率的分布特性。结合两图进行分析, 图 5 (a) 中, 7 号烧嘴和 6 号烧嘴相向上下交错射流, 由于距离相隔较远 (射流火焰间距 s 与其直径 d 之比 $s/d \approx 23$), 每股射流只卷吸周围环境介质, 二者之间不产生相互干扰, 因此较大的湍流平均脉动动能区域出现在气流与炉壁发生撞击处, 湍流耗散和混合也集中在靠近射流处; 图 5 (b) 中, 1 号烧嘴和 7 号烧嘴在炉体上部区域相向交错射流, 由于射流轴线相距较远 ($s/d \approx 25$), 二者之间也没有产生相互干扰, 只在气流与炉壁发生撞击处出现较大的湍流平均脉动动能, 湍流耗散与混合也集中在靠近射流处; 当 4 组烧嘴组合时, 位于上截面的 1 号烧嘴和 7 号烧嘴相隔较远, 位于下截面的 4 号烧嘴和 10 号烧嘴也相隔较远 ($s/d \approx 25$), 它们之间不会发生相互干扰, 而 1 号和 10 号烧嘴、4 号和 7 号烧嘴的

轴线相距较近, 射流火焰间距 s 与其直径 d 之比 $s/d \approx 10$, 彼此将产生影响, 因此在图 5 (c) 中可以看到, 较大的湍流平均脉动动能区域出现在气流与炉壁发生撞击处, 而在图 6 (c) 中, 湍流耗散率的最大值出现在射流轴线附近并偏向于相邻近射流束的区域; 图 5 (d) 中, 3 号和 8 号烧嘴、5 号和 12 号烧嘴左右相距较近 ($s/d \approx 5$), 故而发生相互影响, 产生干扰, 因此在射流束 3 和 8、5 和 12 附近以及气流与炉壁发生撞击处均出现较大的湍流平均脉动动能, 而且相交湍动程度更为强烈一些, 这在图 6 (d) 中也可以体现出来, 即湍流耗散率的最大值出现在射流轴线附近且偏向于相邻近射流束的区域; 同样, 在图 5 (e) 中, 1 号和 9 号烧嘴、3 号和 7 号烧嘴、6 号和 10 号烧嘴、4 号和 12 号烧嘴左右相距较近 ($s/d \approx 5$), 发生相互卷吸, 产生干扰, 因此在 8 个射流烧嘴附近以及气流与炉壁发生撞击处均出现较大的湍流平均脉动动能, 而且相交湍动程度更为强烈一些; 当 12 组烧嘴同时工作时, 如图 5 (f) 所示, 上排射流和下

排射流均各自产生相互干扰,因而在上下两排烧嘴几何轴线处的两个 截面上,都出现较大的湍流平均脉动动能区域,同时由于多股射流间相互卷吸、干扰,所以 轴中截面上的湍流混合程度也比前几种

工况要强烈一些。文献 [8] 指出,当射流火焰成群排列时,各射流火焰间的间距与其直径之比超过 18 时,火焰群中各射流火焰之间即无明显的相互影响,本研究的分析结果与该结论相符合。

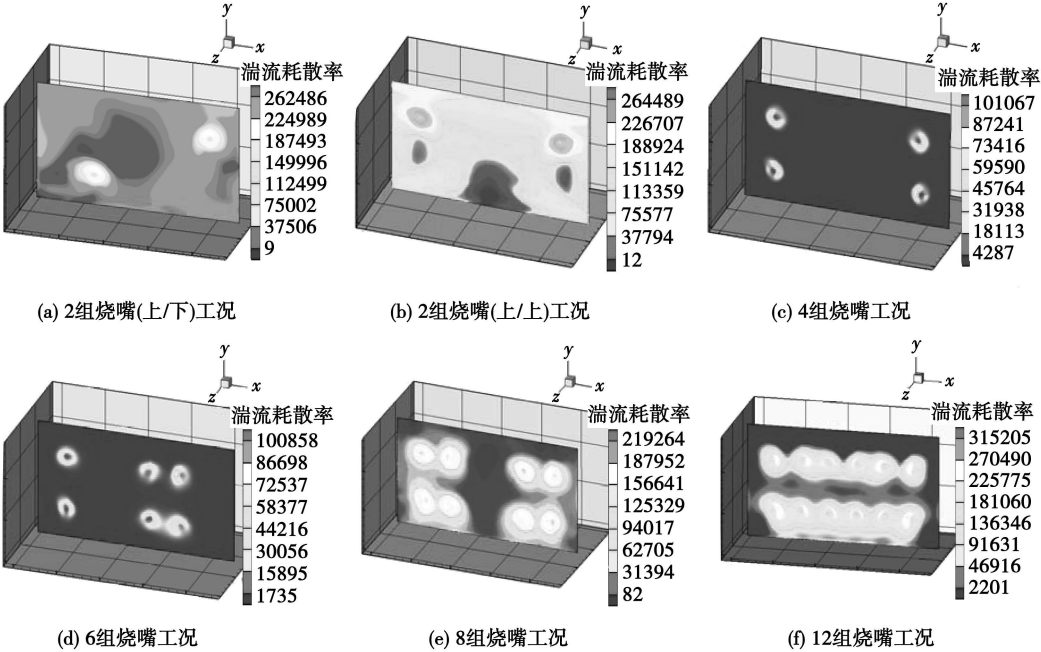


图 6 不同组合工况下炉内 截面上的湍流耗散率分布

5 结 论

对火烧炉内三维燃烧气体动力场进行了数值模拟。根据验证性试验结果,确定了火烧炉内三维反应流数值模拟的定解条件,对火烧炉壁面处理采用了壁面函数法,保证了数值计算的适应性。

数值模拟获得了燃烧器射流组组合特性对炉内空气动力场的影响规律,并根据数值计算结果对该火烧炉的运行提出如下建议:

- (1) 可根据试验所要求的炉温值高低来选择工作烧嘴的个数(2组~12组),调整烧嘴组合工况;
- (2) 为使炉内工作区域温度更均匀,调整燃烧器烧嘴组合工况时,应使两侧壁工作烧嘴呈对称或反对称分布;
- (3) 当试验要求温度为 1 400 K左右时,8组烧嘴组合与 12组烧嘴组合工作时的炉内温度值相差不多,因此为节约燃料,可考虑选择 8组烧嘴组合工作。

参考文献:

[1] 胡栋元, 罗永浩, 周力行. 燃料中心进入的旋流燃烧数值模拟 [J]. 动力工程, 2007, 27(1): 99—102

[2] 李春燕, 阎维平, 梁秀俊, 等. 600 MW 超临界锅炉燃烧器区膜式水冷壁温度场的数值计算 [J]. 动力工程, 2008, 28(5): 677—681.

[3] 屠伟龙, 匡建平, 刘建忠, 等. 水煤气气化喷嘴温度场和热应力分布的数值模拟及分析 [J]. 动力工程, 2008, 28(5): 748—752

[4] 陈 明, 李 帮, 眭洪涛, 等. 某船用锅炉过热器蒸汽与烟气传热流动数值模拟 [J]. 热能动力工程, 2008, 23(3): 298—331.

[5] 李名家, 曲 哲, 林 枫, 等. 有隔热涂层的气膜冷却火焰筒壁温计算 [J]. 热能动力工程, 2008, 23(5): 481—483.

[6] 岑可法, 樊建人. 燃烧流体力学 [M]. 北京: 水利电力出版社, 1991.

[7] 周力行. 燃烧理论和化学流体力学 [M]. 北京: 科学出版社, 1994.

[8] 比埃尔 JM 切给尔 NA 燃烧空气动力学 [M]. 北京: 科学出版社, 1979.

(编辑 陈 滨)

atively close tendency to that of the currently available test results. The particle concentration at the center of the central jet zone is relatively high. After dropping step by step to a partial minimum value, it will gradually increase with an increase of the radial distance. The particle concentration in the annulus zone remains basically unchanged. The influence of the action force between the fluid and particles as well as the particle elastic recovery coefficient etc. on the kinetic characteristics of the fluid in the reactor was analyzed. The research results show that the greater the particle collision recovery coefficient, the more uniform the particle concentration distribution on the cross section in the flow field. Key words: fluidized bed nuclear reactor; two-phase flow theory; numerical simulation

循环流化床锅炉热效率统计分析研究 = Statistical Analysis and Study of the Thermal Efficiencies of a Circulating Fluidized Bed Boiler [刊, 汉] / JIANG Shao-jian, LU Le, AI Yuan-fang (College of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha, China, Post Code: 410083), HE Xiang-zhu (Hunan Provincial Energy Conservation Center, Changsha, China, Post Code: 410007) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power — 2010 25(6). — 627 ~ 629

In the light of the problem that the adoption of the empirical comparison method has a poor adaptability to the furnace volume of a CFB boiler, a power function regularity was used to perform a fitting of the operating data of a CFB boiler. On this basis, the relationship between the thermal efficiency and the main influencing factors (such as ton steam effective volume, volatile content of the coal) of the boiler was studied and a concept of ton steam effective volume was put forward. The research results show that the tonnage steam effective volume and the volatile content of the coal burned are the major factors influencing the furnace type selection. To make the thermal efficiency of the boiler attain over 80%, the tonnage steam effective volume (represented by letter y) and the volatile content of the coal (represented by letter x) shall meet the requirement below $y \geq 7.78x^{1.36}$. Key words: circulating fluidized bed boiler; furnace volume; volatile content; regression analysis; thermal efficiency; ton steam effective volume

炉内燃烧器射流组组合特性分析 = Analysis of the Jet Flow Group Combination Characteristics of a Furnace Burner [刊, 汉] / SHI Guang-mei, LI Ming-hai, CHEN Jun et al (Structural Mechanics Research Institute, Chinese Academy of Engineering Physics, Mianyang, China, Post Code: 621900) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power — 2010 25(6). — 630 ~ 634

With an oil-fired boiler serving as a concrete object of study, the in-furnace three-dimensional turbulent flow combustion field characteristics were numerically simulated by adjusting several main combination modes of the burners and the regularity of the jet flow group combination characteristics of the burners influencing the in-furnace aerodynamic field was obtained. A comparison of the simulation calculated results with the test ones shows that the calculated data are in relatively good agreement with the actually measured ones. This is of realistic significance for determining the combined operating condition of the burners and designing a test scheme, thereby providing a theoretical reference and basis for regulating the operating condition of indoor oil-fired boilers. Key words: turbulent flow combustion; jet flow group combination characteristics; numerical simulation; oil-fired boiler