

撞击预燃室煤粉燃烧器气固两相流特性研究

王 帅, 樊保国, 刘海玉, 金 燕

(太原理工大学 电气与动力学院, 山西 太原 030024)

摘 要: 针对一种新型撞击浓缩预燃室煤粉燃烧器, 通过实验和 Fluent(数值模拟)的方法, 研究了燃烧器射流的气固两相流流动特性, 得到了不同二次风进风角度下的出口流场分布、浓度场分布及粒子运动轨迹。实验研究与数值计算一致认为, 燃烧器二次风进风角度为(30°, 45°)时, 燃烧器存在飞边现象; 二次风进风的切向倾角和轴向倾角对气流扩展角、旋流强度、射流长度等流动特性有重要影响; 二次风进风角度为(5°, 20°)时, 燃烧器的流场分布及粒子运动轨迹最合理。

关 键 词: 煤粉燃烧器; 气固两相流动; 实验研究; 数值模拟

中图分类号:TK223.23 文献标识码:A

DOI:10.16146/j.cnki.rndlgc.2016.11.008

引 言

当前, 电站锅炉燃烧用煤种与设计煤种存在偏差已是普遍现象。作为电站锅炉燃烧系统的重要设备, 燃烧器不仅要保证劣质煤高效稳定燃烧, 而且还要保证低负荷稳燃能力和经济性、煤种适应性及污染物排放少。

煤粉的燃烧特性取决于煤粉在燃烧器出口的流动特性, 因此对燃烧器出口的流场研究十分必要。一些学者认为, 燃烧器的出口结构对流场分布、固相颗粒的运动、火焰的稳定燃烧和 NO_x 生成有重要影响^[1-3]。朱建飞的研究结果表明^[4], 一次风出口挡板后形成的回流区有利于煤粉的燃烧, 挡板距一次风出口为 80 mm 时, 回流区最明显。董小林认为燃烧器出口回流区的形成与燃烧器出口直径和二次风

角度有密切关系^[5], 二次风进风角度不宜过大, 否则会出现气流“飞边”现象。为进一步研究燃烧器出口流场的影响因素, 一些学者通过实验和模拟研究了燃烧器结构和实际运行参数对流动特性影响。米翠丽对 DRB-4Z 型双调风燃烧器进行了数值模拟研究^[6], 表明内二次风叶片角度的变化对回流区直径、射流扩展角和速度衰减有明显影响; 靖建平在冷态实验上应用 PDA 测试出二次风角度对回流区大小的影响^[7]; 赵静在双调风燃烧器的冷态实验台上也得出相似结论^[8], 同时得出了影响流场分布的各因素的最佳调节范围; 周志军认为^[9], 在实际运行中二次风混入越晚, 二次风旋流开度越小, 高煤粉浓度区域面积越大, 越有利于燃烧器的稳定燃烧。

本研究首先在冷态实验台上进行了流场分布及浓度场分布实验, 结合数值模拟分析了该燃烧器在实验过程中存在的问题, 之后模拟研究了不同二次风进风角度下的流场特性和粒子运动轨迹, 分析了二次风进风角度对燃烧器气固两相流的影响, 以改进实验过程中遇到的问题, 所得结论对于燃烧器的设计运行具有一定指导意义。

1 实验系统和研究方法

1.1 撞击预燃室燃烧器

本课题组在综合了现行燃烧器的主要燃烧技术的基础上提出了一种新型的旋流燃烧器——撞击预燃室煤粉燃烧器。其原理为: 一次风携带煤粉以直流形式经弯管进入预燃室, 通过一次风管道出口段的弯管和挡板实现增浓。在点火过程中, 由于煤粉

收稿日期: 2016-01-14; 修订日期: 2016-02-26

基金项目: 山西省社会发展科技攻关项目(20130313001-1)

作者简介: 王 帅(1990-), 男, 山西洪洞人, 太原理工大学硕士研究生。

较高浓度和预燃室维持的高温,使煤粉迅速稳定着火。在预燃室的出口位置,二次风通过四周的四根管路进入环形风室,由均匀分布在圆柱体上的16根斜插小管均匀进入燃烧器。二次风小管共布置两排,每排圆形截面上每隔30°插入一个斜插小管,每排8个。二次风的进风小管倾角为(30°,45°),前者表示二次风小管在竖直平面内与轴线的夹角即切向倾角,后者表示二次风小管与水平平面的夹角即轴向倾角。燃烧器结构与二次风进风小管如图1所示。左图的45°表示轴向倾角,右下图的30°表示切向倾角。在燃烧过程中,二次风小管产生的回流将高温烟气卷吸到预燃室中预热煤粉,保证煤粉稳定着火。

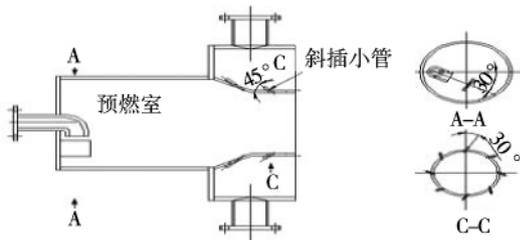


图1 燃烧器模型及二次风小管布置
Fig. 1 Burner model and secondary air tubelet arrangement

1.2 冷态实验系统简介

燃烧器冷态实验系统如图2(a)所示。煤粉由螺旋给料机给入一次风直管段与一次风混合后进入预燃室,在预燃室出口处与二次风均匀混合后进入 $\phi 1\ 000 \times 2\ 000\ \text{mm}$ 的炉膛。实验开始前调节一二次风管路上的球形阀开度至所需工况,实验中采用6006型热线风速仪测量各测点的风速,JFC-3P型粉尘采样仪测量炉膛中颗粒浓度,通过炉膛内飘带的方向确定风向。测点分布如图2(b)所示。实验中,二次风经由燃烧器环形风室进入每个二次风小管,由于每个二次风小管阻力的不同导致每根小管的二次风进风量各有差异,由此引起的二次风风力分配不均和测量仪器精度的限制是实验和模拟偏差的主要来源。以误差最大点的流场数据为例,实验测量速度2.51 m/s,而模拟速度为2.391 09 m/s,相对误差小于5%。

1.3 数值模拟

1.3.1 物理模型及边界条件

模拟采用的物理模型的网格分布如图3所示,计算域为燃烧器及其邻近的炉膛区域,划分网格时对燃烧器及燃烧器出口附近进行了网格加密。采用六面体和四面体混合网格,总网格数为65万。一次风和二次风进口为速度入口;一次风速为20 m/s,二次风速为31 m/s,给料量为0.015 kg/s;炉膛出口为压力出口,压力为零;射入颗粒粒径范围为30~180 μm ,遵循rosin-rammler分布,平均粒径为60 μm 。

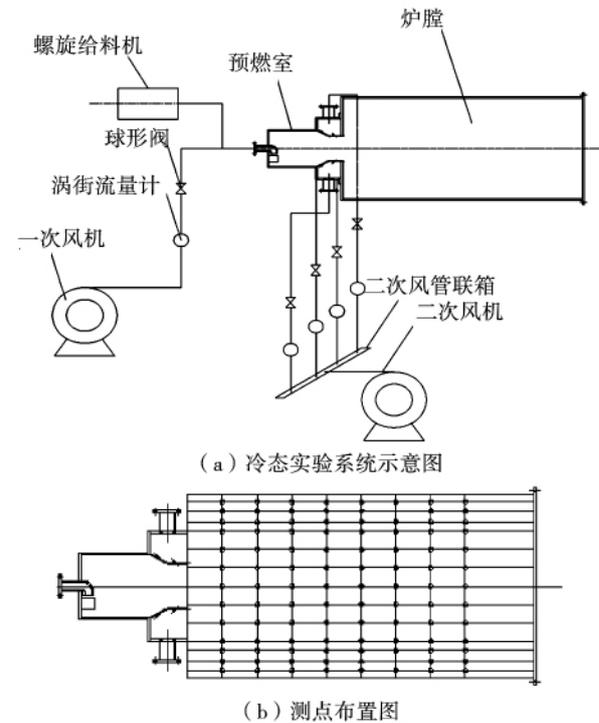


图2 冷态实验系统及测点布置图
Fig. 2 Cold experimental system and measuring point arrangement

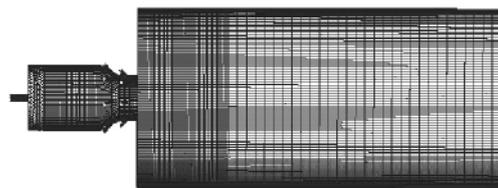


图3 物理模型及网格分布
Fig. 3 Physical model and grid distribution

1.3.2 数学模型

采用可实现的 $k-\varepsilon$ 模型对燃烧器出口的三维强旋流场进行气相湍流流动的模拟。和标准的 $k-\varepsilon$ 双方程模型及 RNG $k-\varepsilon$ 双方程模型不同, 可实现的 $k-\varepsilon$ 模型能够满足数学模型对正应力的要求, 从而表达出湍流的物理特性^[10]。

可实现的 $k-\varepsilon$ 模型控制方程的通用公式为:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u \phi) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v \phi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w \phi) = \frac{\partial}{\partial x}(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial z}) + S_{\phi} \quad (1)$$

式中: ρ —气体密度, kg/m^3 ; ϕ —所有的流体质量, kg ; Γ_{ϕ} —各方程变量的输运系数(扩散系数); S_{ϕ} 为因变量的守恒方程中所对应的源项。

为了能够很好地模拟出煤粉颗粒从进入燃烧器到燃烧器出口一定区域内的运动轨迹, 选用了拉格朗日随机轨道模型来进行离散相模拟。在拉格朗日坐标系下, 忽略颗粒的浮力、Magnus 力、压力梯度力、Saffman 力以及虚假质量力等作用后, 颗粒质量的动量方程为^[11]:

$$\begin{aligned} \frac{du_p}{dt} &= \frac{1}{\tau_p}(\bar{u} + u' - u_p) \\ \frac{dv_p}{dt} &= \frac{1}{\tau_p}(\bar{v} + v' - v_p) - g \\ \frac{dw_p}{dt} &= \frac{1}{\tau_p}(\bar{w} + w' - w_p) \end{aligned} \quad (2)$$

式中: u, v, w —气相速度 m/s ; u_p, v_p, w_p —颗粒速度, m/s ; τ_p —颗粒松弛时间 s ; u', v', w' —气相的脉动速度 m/s 。

颗粒的轨迹方程为:

$$\begin{aligned} x_p &= \int u_p dt \\ y_p &= \int v_p dt \\ z_p &= \int w_p dt \end{aligned} \quad (3)$$

1.4 数值计算工况

应用 Fluent 软件对该燃烧器的出口流场和粒子运动轨迹进行数值模拟, 分析不同二次风进风角度对出口流场和粒子运动轨迹的影响。其中工况 1 为基础工况, 冷态试验系统燃烧器的进风角度为工况 1 的 ($30^\circ, 45^\circ$), 实验测定了工况 1 并与模拟结果进行对比, 验证模拟的准确性。设定工况 1、2、3 为研究不同的二次风切向倾角对气固两相流的影响, 设定工况 3、4 为不同的二次风轴向倾角对气固两相流的影响。

表 2 不同二次风进风角度模拟工况

Tab.2 Operating conditions simulated at different secondary air inlet angles

工况	切向倾角/(°)	轴向倾角/(°)
1	30	45
2	10	45
3	5	45
4	5	20

2 结果与讨论

2.1 计算模型准确性验证

2.1.1 实验结果与模拟结果的对比分析

在燃烧器的冷态试验中, 分别用热线风速仪和粉尘采样仪测量燃烧器的流场及浓度场分布。通过实验测量可知, 炉膛中心的大部分区域为负速度, 只有边壁附近的速度为正速度, 回流区宽度为 800 mm, 长度为 1 800 mm, 遍布整个炉膛, 是明显的扩散式气流。在浓度场分布中, 粒子在炉膛边壁浓度值远大于同一径向方向的其它测点, 说明气流卷吸煤粉粒子在边壁附近聚集, 飞边现象严重。为方便说明, 选取距燃烧器出口 400 mm 处的测点的冷态实验数据与模拟计算进行比较, 如图 4 所示。从图中可以看出, 数值模拟结果与实验数据基本一致, 表明所建立的模拟模型可以很好地模拟冷态试验, 气流在燃烧器出口呈现明显的“飞边”现象。图 5 为浓度场比较结果, 炉膛边壁浓度明显大于炉膛中心浓度, 这与浓度场数值模拟结果显示基本一致。

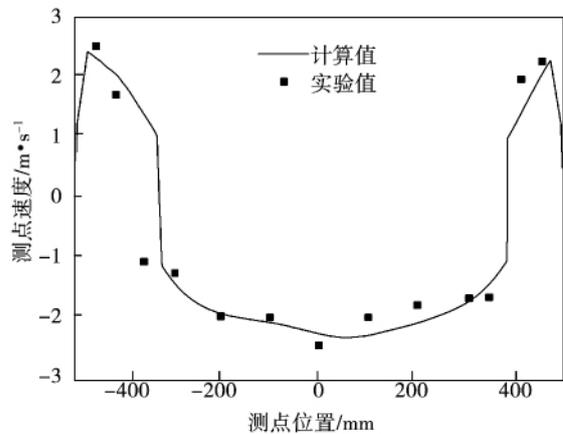


图 4 数值计算结果与冷态流场实验结果比较
Fig.4 Comparison of the numerical calculation results with the cold-state flow field test ones

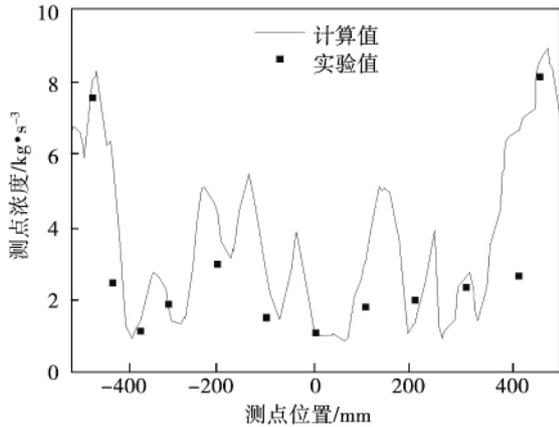


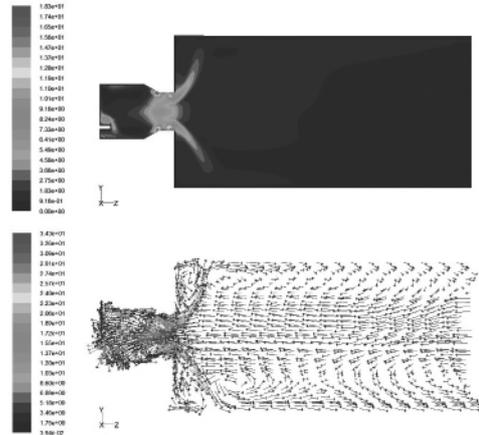
图 5 数值计算结果与冷态浓度场实验结果比较
Fig.5 Comparison of the numerical calculation results with the cold-state concentration field test ones

2.1.2 工况 1 的数值模拟

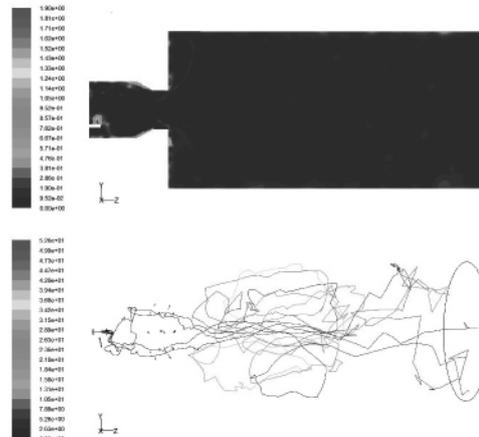
为更好地了解煤粉在燃烧器内的流动特性,在冷态实验系统基础上按 1:1 的比例建立物理模型并进行数值模拟研究。图 6 为冷态实验条件下即工况 1 二次风进风角度 (30° 45°) 条件下燃烧器出口的流场、浓度场分布及粒子运动轨迹模拟。从流场分布可以看出,气流离开燃烧器后迅速向水冷壁方向扩散,形成明显的全扩散气流。这是由于二次风进风角度不合理造成气流的旋流强度过大,使气流离开燃烧器后迅速向两边扩散,出现“飞边”现象。这种全扩散气流不会形成明显的外回流区,在燃烧过程中不能卷吸高温烟气,不利于燃烧的稳定,同时由于气流的扩展角过大,气流速度衰减快,射流长度短,使气流迅速衰减而不能卷吸大量的烟气导致熄火。在文献 [12] 的研究中也有相似结论。从颗粒浓度场分布可以看出,炉膛中高浓度区主要集中在炉膛边缘,这与气流的“飞边”现象一致。直流一次风携带煤粉在燃烧器的出口受到高旋流强度的二次风卷吸作用,煤粉颗粒直接卷吸到炉膛边壁,贴壁流速度过大,这种气固两相射流在热态时易引起炉膛的结焦结渣现象。在煤粉颗粒的运动轨迹图中,红色到蓝色表示粒子的停留时间由长到短。从图中可以看出,煤粉粒子在燃烧器出口迅速向壁面运动,出现贴壁流动,增加水冷壁结焦结渣的风险。这在其它的燃烧器实验中也得到类似结论^[13]。

综上,可实现的 $k-\epsilon$ 模型和离散相模型能够很好地反映该燃烧器气固两相流流动特性,因此在后续的模拟中将继续采用这两种模型进行模拟。同

时,在对燃烧器工况 1 的模拟和实验研究发现,二次风进风角度为 (30°, 45°) 时,气流旋流强度过大,“飞边”现象严重,以至于煤粉在燃烧器出口被迅速卷吸至炉膛边壁附近,不利于火焰的稳燃。因此有必要优化该燃烧器的气固两相流流动特性,适当减少旋流强度,得到合理的流场分布和浓度场分布。



(a) 工况 1 (30°, 45°) 冷态流场分布



(b) 工况 1 (30°, 45°) 煤粉粒子浓度场分布及粒子运动轨迹

图 6 工况 1 流场、浓度场及粒子运动轨迹模拟

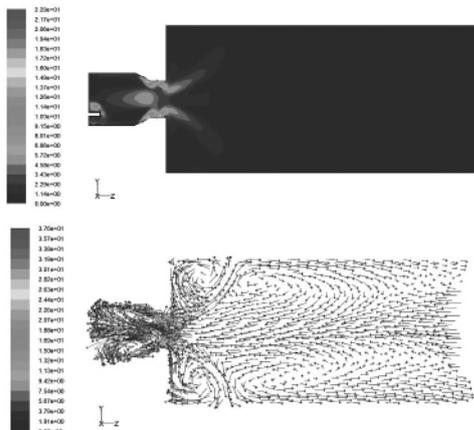
Fig.6 Simulation of the flow field, concentration field and particle trajectory under the condition No. 1

2.2 二次风进风角度对流场的影响

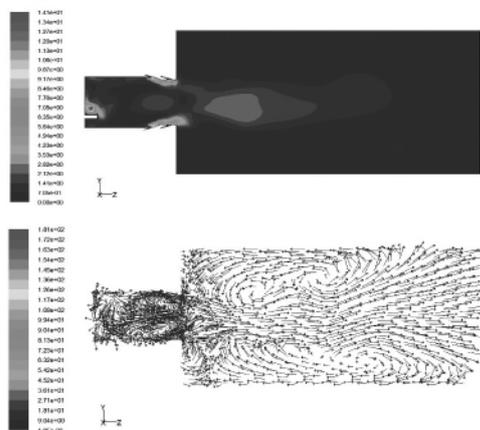
为改变燃烧器出口流场特性,可以通过调整二次风小管进风角度改变出口气流的回流区直径,射流长度和扩展角,得到最佳流场分布。文献 [14 ~ 15] 在模拟不同的旋流燃烧器时也发现,二次风进风角度对燃烧器的出口流场有重要影响。

减小二次风切向倾角有利于减小气流的旋流强度,在保持二次风轴向倾角不变的情况下,逐渐减小二次风切向倾角,通过反复模拟发现,随着切向角度

的减小, 燃烧器出口旋流强度降低, 气流扩展角减小, 气流衰减速度降低, 射流长度增加。当保持轴向倾角 45° 不变, 切向倾角减小到 10° 时, 流场分布如图 7(a) 所示, 对比工况 1 和工况 2 的流场分布, 减小二次风切向倾角能够有效控制旋转气流扩展角的大小和射流刚度, 燃烧器出口的“飞边”现象有所改善, 但该燃烧器出口依然出现了扩散式气流。保持轴向进风角度不变, 进一步减小切向倾角, 当二次风角度为 $(5^\circ, 45^\circ)$ 即图 7(b) 时, 该工况下“飞边”现象消失, 燃烧器的出口形成有效的外回流区, 同时, 旋流气体能够卷吸高温烟气至预燃室, 在燃烧器内部形成回流, 长度约为 200 mm 左右, 在燃烧过程中预热煤粉形成稳定的火源, 同时延长煤粉在着火区的停留时间, 使煤粉完全充分燃烧, 炉膛中的外回流区卷吸高温火焰四周的氧气保证火焰的稳燃。



(a) 工况2 (10°, 45°) 流场分布



(b) 工况3 (5°, 45°) 流场分布

图 7 切向倾角对流场分布的影响

Fig. 7 Effect of the tangential inclination angle on the flow field distribution

为进一步研究轴向倾角对流场分布的影响, 在工况 3 的基础上保持切向倾角 5° 不变, 逐渐减小轴向倾角, 随着轴向角度的减小, 燃烧器内部回流区和外回流区的直径和长度都没有明显的变化, 说明轴向倾角对燃烧器的旋流强度影响不大。但是轴向倾角的减小使射流长度增加, 气流速度衰减变弱, 贯穿能力加强。当保持切向倾角为 5° , 轴向倾角减小为 20° 时, 流场分布如图 8 所示, 相比于工况 1 的回流区分布, 二次风进风角度为 $(5^\circ, 20^\circ)$ 的情况下, 较小的扩展角度和旋流强度有效防止了“飞边”现象的产生, 相较于工况 3 的流场分布, 工况 4 的气流衰减速度降低, 射流长度增加, 气流在炉膛中的充满度较为适中, 这会使燃烧器运行时形成长度较长、布满炉膛的火焰, 保证煤粉充分燃烧。考虑到预燃室尾部有一个锥形的收口, 继续减小轴向角度会增加加工难度, 因此二次风角度建议选用 $(5^\circ, 20^\circ)$ 。

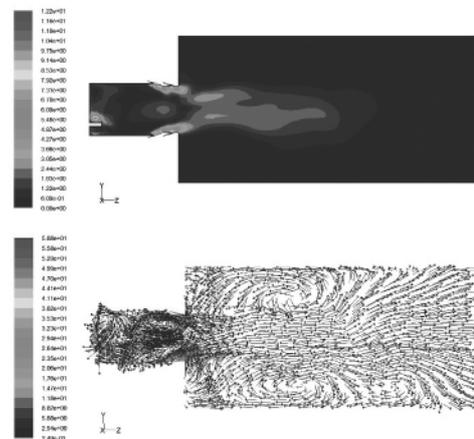


图 8 工况4 (5°, 20°) 流场分布

Fig. 8 Flow field distribution under the operating condition No. 4

2.3 颗粒运动轨迹特性

根据该燃烧器出口流场特性研究表明, 燃烧器出口的存在强烈的旋流, 气固两相流运动相对复杂, 因此还需研究固相颗粒在流场中的运动轨迹。图 9 为不同二次风进风角度下的粒子运动轨迹, 与蓝色到红色反映粒子停留时间由短到长。对比工况 1、3、4 可以看出, 工况 1 粒子在燃烧器出口受旋转气流的作用立即贴壁飞行, 产生明显的“飞边”现

象,当二次风切向倾角减小到 5° 时,即工况3、4时,二次风旋流强度和扩展角更合理,“飞边”现象消除,煤粉沿主旋流运动。对比工况3与工况4可以发现,当切向倾角保持 5° 时,随着轴向角度从 45° 减小至 20° ,煤粉在炉膛中的运动轨迹都较为合理,但工况3的粒子在离开燃烧器后的一段距离内基本位于炉膛中心附近,没有和外旋流很好地结合。继续减小轴向角度有利于气流的充满度,但同时会增加加工难度,因此二次风角度建议选用(5° 、 20°)。

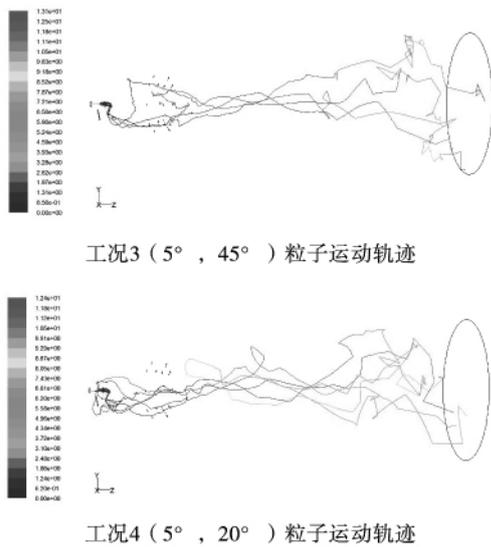


图9 不同工况的粒子运动轨迹

Fig. 9 Particle movement trajectory under various operating conditions

3 结 论

本文通过对燃烧器的实验和模拟研究,得出以下结论:

(1) 燃烧器的二次风切向倾角过大时会产生“飞边”现象,所以二次风切向倾角不宜太大。减小二次风倾角可以消除“飞边”,有利于外回流区的形成。随着切向倾角的减小,旋流强度减小,扩展角减小,射流长度增加。

(2) 二次风轴向倾角越小,气流贯穿能力越强,射流长度越大。二次风轴向角度对旋流强度和气流扩展角影响不大。

(3) 二次风进风角度为(5° 、 20°)时燃烧器的流

场分布及粒子运动轨迹最合理,旋流气体卷吸高温烟气其预燃室根部,外回流区卷吸四周的烟气保持稳定燃烧,煤粉粒子和主旋流很好地结合。

参考文献:

[1] Gonzalez-Cencerrado A, Pena B, Gil A. Experimental analysis of biomass co-firing flames in a pulverized fuel swirl burner using a CCD based visualization system [J]. Fuel Processing Technology, 2015, 130:299 - 310.

[2] Zhou H, Yang Y, Liu H Z, et al. Numerical simulation of the combustion characteristics of a low NOx swirl burner: Influence of the primary air pipe [J]. Fuel, 2014, 130:168 - 176.

[3] Zeng L Y, Z Q, Li Z, Zhao G B, et al. The influence of swirl burner structure on the gas/particle flow characteristics [J]. Fuel, 2011, 36:6184 - 6194.

[4] 朱建飞,徐衡,乔晓磊,等. 撞击预燃式煤粉燃烧器优化研究 [J]. 煤炭转化, 2013, 36(3):48 - 51.

ZHU Jian-fei, XU Heng, QIAO Xiao-lei, et al. Optimized study of an impingement pre-combustion type pulverized coal burner [J]. Coal Conversion, 2013, 36(3):48 - 51.

[5] 董小林,樊保国,徐衡,等. 撞击浓缩预燃室煤粉燃烧器结构优化研究 [J]. 电站系统工程, 2014, 30(3):38 - 40 + 43.

DONG Xiao-lin, FAN Bao-guo, XU Heng, et al. Structure optimization research on impact pre-combustion chamber pulverized coal burner [J]. Power System Engineering, 2014, 30(3):38 - 40 + 43.

[6] 米翠丽,樊孝华,魏刚,等. DRB-4Z型双调风旋流燃烧器出口流场的数值仿真研究 [J]. 热力发电, 2012, 41(11):36 - 40.

MI Cui-li, FAN Xiao-hua, WEI Gang, et al. Numerical simulation study of the outlet flow field of a DRB-4Z type dual channel swirling burner [J]. Thermal Power Generation, 2012, 41(11):36 - 40.

[7] Jing J P, Li Z Q, Zhu Q Y, et al. Influence of the outer secondary air vane angle on the gas/particle flow characteristic near the double swirl flow burner region [J]. Fuel, 2011, 36:258 - 267.

[8] 赵静,杨宗恒,张海. 浓缩型双调风旋流燃烧器的冷模试验研究 [J]. 动力工程, 2008, 28(5):690 - 695.

ZHAO Jing, YANG Zong-heng, ZHANG Hai. Cold model experimental study of a concentrated type dual register swirling burner [J]. Journal of Power Engineering, 2008, 28(5):690 - 695.

[9] 周志军,周丛丛,许建华,等. 低NOx旋流燃烧器一、二次风混合特性分析 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(11):8 - 13.

ZHOU Zhi-jun, ZHOU Cong-cong, XU Jian-hua, et al. Analysis of the mixing characteristics of the primary air and secondary air in a

low NO_x swirling burner [J]. Proceedings of China Electric Machinery Engineering 2010 30(11):8-13.

[10] 周力行. 湍流两相流流动与燃烧的数值模拟 [M]. 北京, 清华大学出版社, 1991.
ZHOU Li-xing. Numerical simulation of a two phase turbulent flow and combustion [M]. Beijing, Tsinghua University Press, 1991.

[11] 靖建平. 燃用烟煤中心给粉旋流燃烧器流动及燃烧特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
JING Jian-ping. Study of the flow and combustion characteristics of a centrally-fuel-pulverized coal swirling burner burning bituminous coal [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.

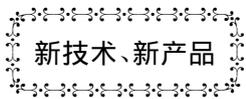
[12] 李兵臣, 宋景慧, 沈跃良, 等. 二次风旋流强度可调范围的数值模拟研究 [J]. 动力工程学报 2012 32(12):916-921.
LI Bing-chen, SONG Jing-hui, SHEN Yue-liang, et al. Numerical study of the adjustable range of the secondary air swirling intensity [J]. Journal of Power Engineering 2012 32(12):916-921.

[13] 杨文闯, 杨卫娟, 周志军, 等. 不同二次风角度的 W 炉冷态流场实验研究 [J]. 浙江大学学报 2013 47(1):139-145.
YANG Wen-chuang, YANG Wei-jun, ZHOU Zhi-jun, et al. Influence of vorticity secondary air angles in a cold-state flow field in a W-shaped boiler [J]. Journal of Zhejiang University, 2013, 47(1):139-145.

[14] 赵振宇, 赵振宁, 孙 辉. 旋流燃烧器数值模拟和优化改造 [J]. 锅炉技术 2006 37(4):50-54.
ZHAO Zhen-yu, ZHAO Zhen-ning, SUN Hui. Numerical simulation and optimized reconstruction of a swirling burner [J]. Boiler Technology 2006 37(4):50-54.

[15] 樊孝华, 米翠丽, 魏 刚, 等. 基于 CFX 的双调风旋流燃烧器数值模拟 [J]. 电站系统工程 2012 28(2):8-11.
FAN Xiao-hua, MI Cui-li, WEI Gang, et al. Numerical simulation of a dual channel swirling burner based on the CFX [J]. Power System Engineering 2012 28(2):8-11.

(刘 瑶 编辑)



简单循环 FT4000 的额定性能

据《Gas Turbine World》2014 ~ 2015 年年度手册报道, 美国 PW Power Systems 于 2012 年推出由 Pratt & Whitney 的 PW4000 航空涡轮风扇发动机改型得到的工业用 FT400 燃气轮机。这是该公司于 1990 年推出由 JT8D 航空涡轮风扇发动机改型得到的工业用 FT8SP30 后, 时隔 22 年推出的又一型高性能的航改型工业用燃气轮机。

下表给出了简单循环 FT4000 的额定性能与 FT8 额定性能的比较:

简单循环设计参数	干式 SP60	SP60	SP120	FT8 SP30	FT8 SP60
	1 台 FT4000	1 台 FT4000	2 台 FT4000	1 台 FT8-3	2 台 FT8-3
燃气轮机湿压缩	断开	接通	接通	无	无
总输出功率	61 236 kW	70 005 kW	140 338 kW	30 850 kW	62 006 kW
热耗率(LHV)	8 915 kJ/kWh	8 720 kJ/kWh	8 698 kJ/kWh	9 769 kJ/kWh	9 722 kJ/kWh
效率	40.4%	41.3%	41.4%	36.8%	37.0%
压比	34.7	34.7	34.7	20.2	20.2
排气流量	163.4 kg/s	177.4 kg/s	354.3 kg/s	91.6 kg/s	183.3 kg/s
排气温度	429 °C	425 °C	425 °C	492 °C	492 °C
喷水	215.7 dm ³ /min	283.9 dm ³ /min	567.8 dm ³ /min	无	无

(吉桂明 摘译)

porting vector machine , supporting vector regression machine

撞击预燃室煤粉燃烧器气固两相流特性研究 = **Gas-Solid Two-Phase Flow Characteristics of the Pulverized Coal Burner with Impinging Pre-combustion Chamber** [刊 汉]/WANG Shuai ,FAN Bao-guo ,LIU Hai-yu ,JIN Yan (College of Electrical and Power Engineering ,Taiyuan University of Technology ,Shanxi Taiyuan 030024) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. -2016 ,31(11). -43 ~49

The gas-solid two-phase flow characteristics of the pulverized coal burner with impinging pre-combustion chamber were numerically (by Fluent) and experimentally studied. The flow field ,fuel concentration and particle trajectories of the burner were examined under different secondary air angles. It is concluded that there is open air in the burner when the secondary air angle is (30° ~45°). The tangential and axial angles of the secondary air have an important influence on the air flow spreading angle ,vortex intensity and flow jet length. The flow field and particle trajectories become more reasonable when the secondary air angle is (5° ~20°). **Key words**: pulverized coal burner; gas-solid two-phase flow; experimental research; numerical simulation

不同金属材料与海水温度对海水结垢影响的实验研究 = **Experimental Study of the Influence of Various Metal Materials and Seawater Temperature on Seawater-caused Fouling** [刊 汉]/YANG Da-zhang ,LV Jing , QIU Yu-xin (Shanghai University of Science and Technology , Shanghai , China , Post Code: 200093) , LIU Jian-hua (Shanghai City Key Laboratory on Multi-phase Flow and Heat Transfer in Power Engineering , Shanghai , China , Post Code: 200093) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. -2016 ,31(11). -50 ~54

Experimentally studied were the fouling phenomena existing in the heat exchange process of seawater and compared were the fouling characteristics of four kinds of metal in seawater , i. e. a galvanized iron plate , brass , copper and stainless steel material and changes of the amount of fouls on the surface of four kinds of metal. The test results show that the fouling morphology and amount of fouls formed in seawater are varied in metals , the galvanized iron plate has the largest amount of fouls and the copper materials have the comparatively serious corrosion but the smallest amount of fouls on the surface. A XRD (X-Ray Diffraction) and EDX (Energy Dispersive X-Ray) phase analysis was performed of the seawater-caused fouls. It has been found that the phase composition of the seawater-caused fouls formed on the surface of various metal materials is varied and the constituents of the seawater-caused fouls on the surface of a galvanized iron plate are mainly the products produced in the process of erosion and corrosion of zinc , however , those on the surface of stainless steel materials are mainly magnesia hydroxide. Changes of the amount of fouls formed on the surface of a galvanized iron plate and a brass material in seawater at 80 °C and 60 °C were compared. It has been found that the amount of fouls formed on the surface of the galvanized iron plate will increase with a decrease of the seawater temperature , however , that formed on the surface of brass materials