

根部风对增压锅炉气流特性影响的数值分析

张亮, 刘明珠, 何兆斌

(中国船舶重工集团公司第七〇三研究所 黑龙江 哈尔滨 150078)

摘要: 利用数值模拟方法考察根部风对所设计的燃油旋流燃烧器在增压条件下气流特性的影响。通过分析不同根部风流通面积对应的回流区分布、速度分布和阻力特性等情况, 得出: 本旋流燃烧器根部风对增压气流特性的影响主要体现在根部通风量的大小, 即稳燃器开孔面积的大小, 与开孔方式及单个孔径的大小无关, 其中开孔面积与稳燃器表面积之比 $f/F=0.18$ 为最佳参数; 不同根部风流通面积对应的各代表性截面轴向速度分布均呈“M”型, 切向速度分布均呈“N”型; 当 $f/F=0$ 时, 中心回流区滞止点的位置相比于 $f/F=0.18$ 和 $f/F=0.36$ 时滞后了 0.17, 而当 $f/F=0.54$ 时, 中心回流区无滞止点; 空气流经叶片和稳燃器部位的阻力损失占总阻力损失的比例最高, 总流动阻力与根部风流通面积呈单调下降的线性关系, 阻力系数计算值与试验值的相对误差均小于 2%, 进一步证明了所选计算模型的合理性。

关键词: 根部风; 回流区; 速度分布; 阻力特性; 增压锅炉; 数值分析

中图分类号: TK223

文献标识码: A

引言

增压锅炉利用涡轮增压机组为炉膛提供高压、高密度、高温度的助燃空气, 使燃油燃烧得到强化, 具有炉膛体积小、重量尺寸指标低、容积热负荷高等特点^[1]。为满足增压锅炉的上述特点, 其燃烧装置通常采用体积更小、燃烧效率更高的旋流燃烧器。大量的理论和实践证明^[2-4]: 高温回流区的存在是旋流燃烧器稳定燃烧的基础, 而适当的根部风则是形成高温回流区的必要条件。

本研究采用一次性供风, 通过合理设计钝体稳燃器上的开孔面积、排列方式及孔径大小, 将助燃空气按一定比例分为根部风和旋流风的方式, 代替一般旋流燃烧器设置中心风管单独送入根部风的方式, 从而简化了燃烧设备及系统的复杂性。

当前, 国内、外学者对旋流燃烧器气流特性的研究工作多以常压条件为研究背景^[5-8], 而对增压条件下旋流燃烧器气流特性的研究还非常有限^[9-10]。

在保持其它参数不变的前提下, 采用数值模拟的方法着重考察了根部风对增压条件下回流区分布、速度场分布及流动阻力等气流特性的影响。研究结果为增压锅炉旋流燃烧器的设计与优化提供了重要依据。

1 计算模型及验证

1.1 物理模型及网格划分

本旋流燃烧器由切向固定叶片式调风器、简单扩口、钝体稳燃器(开孔)和喷油器构成, 如图 1 所示。

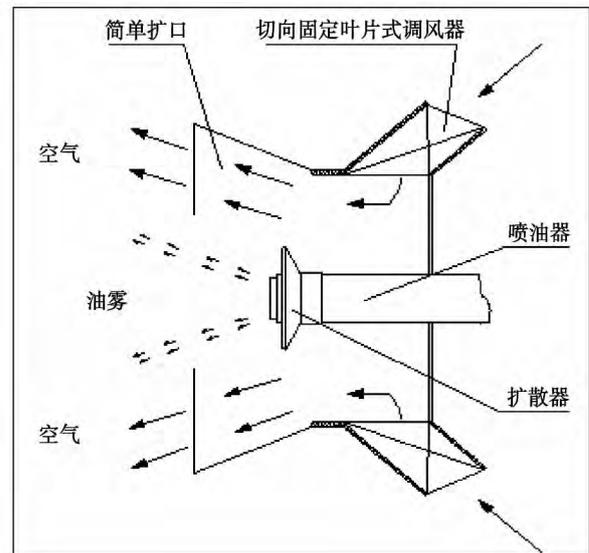


图 1 旋流燃烧器模型示意图

Fig. 1 Schematic drawing of a swirling burner model

根据上述物理模型进行三维建模, 并划分为叶片通道、钝体稳燃器、简单扩口和炉膛等 4 个独立区域。由于旋流燃烧器结构的不规则性, 各区域均采用非结构化网格划分方案, 并对钝体稳燃器及简单扩口等速度梯度和压力梯度变化剧烈的区域进行局

收稿日期: 2013-10-17; 修订日期: 2014-01-02

作者简介: 张亮(1983-), 男, 天津人, 中国船舶重工集团公司第七〇三研究所工程师。

部加密处理 最终生成的计算网格如图 2 所示。

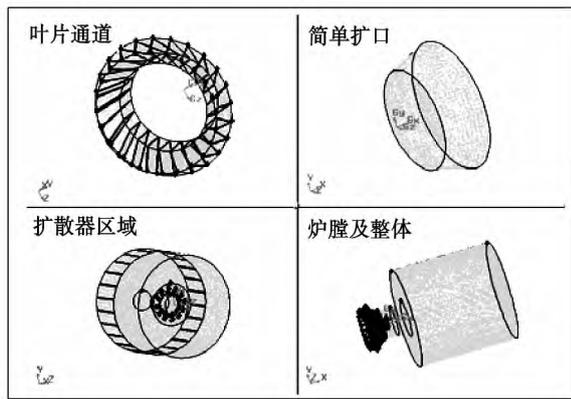


图 2 几何模型及网格生成示意图
 Fig. 2 Schematic diagram of a geometric model and its grid generation

1.2 数学模型及定解条件

以增压锅炉额定负荷为计算工况(如表 1 所示) 选用适于高 Re (雷诺数) 旋流流动的 RNG $k-\epsilon$ 模型模拟空气流动^[11], 采用速度入口、压力出口及标准无滑移固体壁面边界条件, 并根据文献 [12] 将助燃空气按不可压缩流体处理。

表 1 计算工况

Tab. 1 Operating conditions under calculation

参数	数值
介质	空气
密度/ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	2.42
温度/ $^{\circ}\text{C}$	160
流量/ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$	2.982
运动粘度/ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	1.01×10^{-5}
压力/MPa	0.303

1.3 模型验证

以旋流燃烧器试验件在常温常压 ($P = 0.101 \text{ MPa}$, $T = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$) 工况下运行时测得的空气流经燃烧器的流动阻力与相同工况下数值模拟得出的流动阻力作比较。其中流动阻力的试验值为 1543.88 Pa , 模拟值为 1588.3 Pa , 相对误差为 2.8% , 属于合理的工程计算误差范围, 因此证明了所选计算模型的合理性。

为进一步考察计算模型的正确性, 根据文献 [10] 所提供的数据, 将计算出的中心回流区边界与文献中的结果进行对比, 如图 3 所示。所模拟出的

中心回流区边界与文献 [10] 的结果吻合良好。因此, 进一步证明了所选计算模型的正确性。

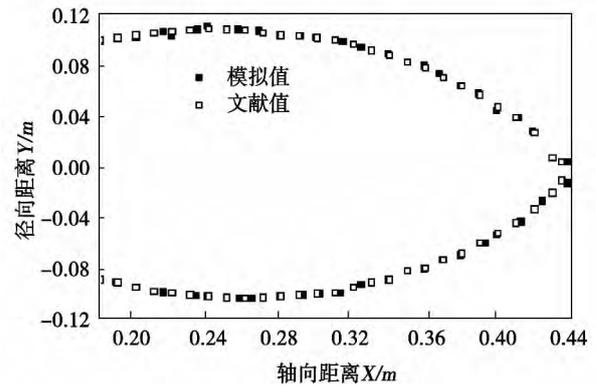


图 3 中心回流区边界对比
 Fig. 3 Contrast of the boundary in the central return flow zone

2 结果与分析

计算结果表明: 当钝体稳燃器的开孔面积一定时, 改变钝体稳燃器的开孔排列方式(对称均布和非对称布置) 及单孔孔径大小(2、4、6 和 8 mm) 对增压气流特性的影响不大; 而当钝体稳燃器开孔面积与表面积之比 f/F 改变量大于 0.18 时, 增压气流特性将发生显著的变化。

可见, 对于本型燃烧器, 根部风对增压气流特性的影响主要体现在根部流通风量的大小, 即钝体稳燃器开孔面积的大小, 与开孔方式及单个孔径的大小无关。钝体稳燃器的开孔布置如图 4 所示。其中, 小孔直径为 8 mm, 排列方式为均匀对称布置, 面积比增量为 0.18。

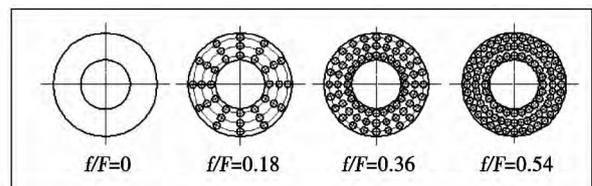


图 4 稳燃器开孔布置展开图
 Fig. 4 Development view of the opening arrangement of the combustion stabilizer

2.1 回流区分布

图 5 为不同根部风流通面积对应的轴向速度等值线分布。纵坐标 r 为径向到燃烧器中心的距离, X

为轴向距离。从图中可以看出: 由于扩角对旋转射流的导流作用, 使得气流的高质量密度区域位于中心区域与两侧边界区域之间, 这就导致了中心及两侧边界区域的气流形成中空负压并卷吸附近的高压气流, 并使得中心气流和两侧边界气流反向运动, 从而将所形成的轴向速度流场分为 3 个区域: 即由反向运动的中心气流组成的中心回流区; 由旋转前进运动的空气火炬外层组成的主流区; 由两侧边界反向运动气流组成的外回流区。相邻区域以轴向速度 $U_x = 0$ 的等值线为分界线。

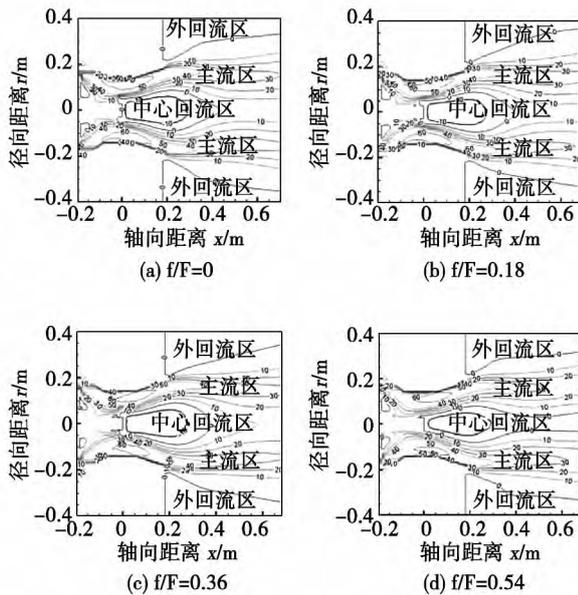


图 5 轴向速度 U_x 等值线分布

Fig. 5 Isoline distribution of the axial velocity U_x

计算结果表明: 当百分比 $f/F \geq 0.54$ 时, 中心回流区内无法形成封闭气流。分析认为, 此现象是由于根部风流量的加大增强了射流轴向运动的刚性, 且同时减弱了射流的径向旋转衰减所导致。上述中心回流区分布容易造成因火焰冲刷后墙而形成的局部高温及燃烧不完全等不利于燃烧的现象。

图 6 为在 $f/F < 0.54$ 的范围内, 中心回流区长度和最大直径与根部风流通面积的关系。其中左边纵坐标为中心回流区长度 L (以燃烧器出口截面为起点), 右边纵坐标为中心回流区最大直径 D 。从图中可以看出: 随根部风流通面积的增加, 中心回流区长度减小, 而中心回流区最大直径则增大。

当 $f/F = 0$ 时, 所形成的中心回流区呈“细长”状, 此中心回流区分布使得燃油着火和燃烧的位置

延后, 容易造成温度分布不均匀; 当 $f/F = 0.36$ 时, 所形成的中心回流区呈“短粗”状, 此中心回流区分布更靠近喷嘴位置, 容易烧坏喷嘴, 同时也易于导致雾化气流进入回流区后因缺氧而产生热裂解进而无法燃尽。

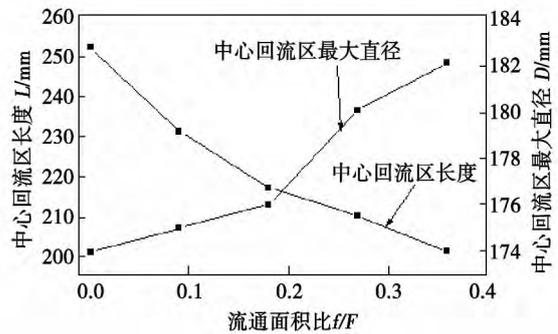


图 6 根部风流通面积与中心回流区的关系

Fig. 6 Relationship between the area of the air flow path at the root and that of the central return flow zone

由外回流区与主流区的边界切线所形成的夹角, 即为气流扩散角。由于燃油的热值较高, 只要空气与油气混合强烈, 即可使燃烧速率和燃尽率提高。因此, 空气气流扩散角应与燃油雾化气流雾化角匹配合理。喷雾器在增压条件下的试验表明^[13]: 在额定负荷下, 燃油雾化角为 60° 左右。

图 7 为气流扩散角 ξ 与根部风流通面积的关系。如图所示: 随着根部风流通面积的增加, 气流扩散角有显著的下降。当 $f/F = 0$ 时, 气流扩散角大于燃油雾化角, 有利于燃油与空气的早期混合, 但二者的后期混合将变差, 并导致燃烧火炬增长和燃烧不完全损失增加; 当 $f/F = 0.36$ 和 $f/F = 0.54$ 时, 气流扩散角比燃油雾化角小至少 25° , 此时燃油雾化气流将包裹空气射流进行燃烧, 这种燃烧方式早期混合较差, 不利于燃油燃尽; 而当 $f/F = 0.18$ 时, 气流扩散角比燃油雾化角小 15° 左右, 这与文献 [14] 中气流扩散角应比燃油雾化角小 $10^\circ - 25^\circ$ 的结论是一致的。

综合考虑中心回流区的分布及外回流区气流扩散角的大小, 对于本燃烧器 $f/F = 0.18$ 为最佳参数。

2.2 速度分布

不同根部风流通面积对应的沿轴向各截面轴向速度分布情况如图 8 所示。横坐标采用无量纲数 r/R (R 为燃烧器出口截面半径), 纵坐标为轴向速度

U_x (m/s)。选取的 X/D (D 为燃烧器出口截面直径) 截面包括了喷嘴端面、燃烧器出口、中心回流区内部、中心回流滞止边界及中心回流区下游等几个代表性截面。

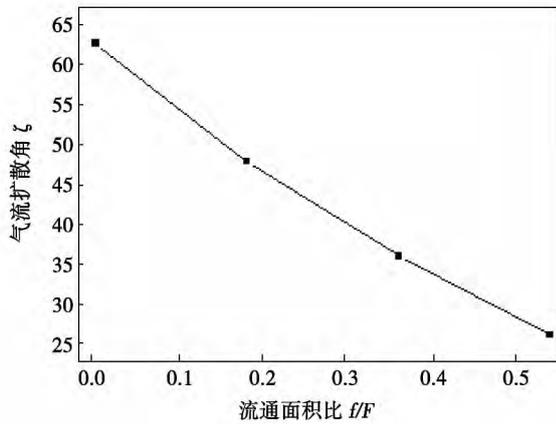


图 7 根部风流通面积与气流扩散角的关系
Fig. 7 Relationship between the area of the air flow path at the root and the diffusion angle of the air flow

从图 8 中可以看出: 不同流通面积对应的各截面轴向速度分布均呈“M”型, 且围绕中心线呈对称分布。当 $f/F = 0$ 时 约在 $X/D = 2.27$ 处, 轴向速度 $U_x = 0$, 中心回流区滞止; 当 $f/F = 0.18$ 和 $f/F = 0.36$ 时 约在 $X/D = 2.10$ 处, 轴向速度 $U_x = 0$, 中心回流区滞止; 当 $f/F = 0$ 时, 中心回流区滞止点的位置相比于 $f/F = 0.18$ 和 $f/F = 0.36$ 时滞后了 0.17; 而当 $f/F = 0.54$ 时, 中心回流区无滞止点。不同根部风流通面积比对应的中心回流区最大速度均出现在约 $X/D = 0.3$ 截面处。

在根部风流通面积保持不变的前提下, 以图 8 (b) $f/F = 0.18$ 的轴向速度分布情况作说明。从图中可以看出: 沿轴向方向, 中心回流区的轴向速度为负, 其绝对值呈先增大后减小的趋势, 至中心回流区滞止位置时, 由于中心区域两侧的主流区气流汇合, 轴向速度变为正向, 并逐渐增大; 沿径向方向, 轴向速度为负的区域由中心线附近向两侧扩展并逐渐变小。当与主流区气流相汇后, 轴向速度变为正向, 并逐渐增加至最大值。而随着流动在径向的衰减, 主流区的轴向速度又开始减小, 并最终被外回流区低压气流卷吸而再次变为负值。

图 9 为不同根部风流通面积对应的沿轴向各截面切向速度分布情况。图中横坐标为切向速度 V_x ,

其他各项说明则与图 8 一致。

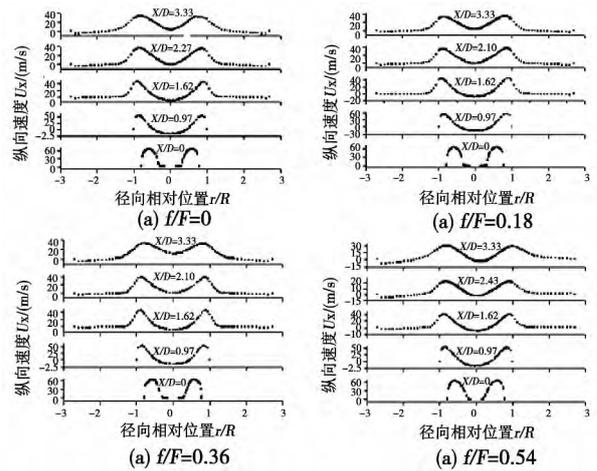


图 8 轴向速度分布
Fig. 8 Axial velocity distribution

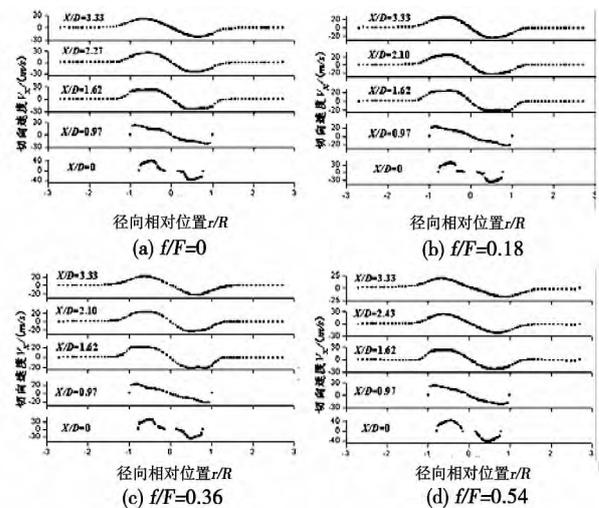


图 9 切向速度分布
Fig. 9 Tangential velocity distribution

从图 9 中可以看出: 不同流通面积对应的各截面轴向速度分布均呈“N”型。沿轴向方向, 距离喷嘴端面较近的截面其切向平均速度大于距离其较远的截面, 且切向速度梯度也更大。随着轴向距离的增加, 最大切向速度逐渐减小并向燃烧器中心轴线靠近; 沿径向方向, 当气流进入主流区后, 切向速度出现一正、一负两个峰值。这主要是由于气流在周向的旋转运动形成了一上、一下两个漩涡, 并卷吸附近的主流空气所导致。而随着流动的持续进行, 气流的周向旋转会逐渐衰减, 形成的两个漩涡也逐渐变小并最终消失。

通常认为, 对于燃烧器出口截面 ($X/D = 1.62$),

其速度分布越均匀,越有利于燃油雾化气流与空气的均匀混合及燃尽。一般以速度不均匀系数 ε 来表征其分布的均匀性,其定义为:

$$\varepsilon = \sigma_u / \bar{u}$$

式中: \bar{u} —出口截面均匀分布的 n 个测点速度的算术平均值, $\bar{u} = \sum u_i / n$; $\sigma_u = \sqrt{\sum (u_i - \bar{u})^2 / n}$ 为速度分布均方根差。

图 10 为根部风流通面积与燃烧器出口截面的速度不均匀系数的关系。从图中可以看出:燃烧器出口截面的速度不均匀系数随着根部风流通面积的增加而变大。速度不均匀系数越小,表示气流分布的均匀性越好。当 $f/F < 0.54$ 时,速度不均匀系数的变化范围较小,仅在 0.53 - 0.55,此时气流分布均匀性较好;而当 $f/F = 0.54$ 时,速度不均匀系数明显增加,这说明气流分布均匀性急剧变差。

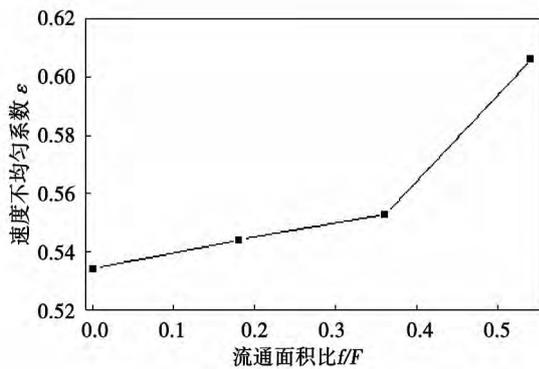


图 10 根部风流通面积与速度不均匀系数的关系

Fig. 10 Relationship between the area of the air flow path at the root and the non-uniform coefficient of the velocity

2.3 阻力特性

空气流经燃烧器喷射至炉膛必须克服流动阻力。根据旋流燃烧器的结构,可将其流动阻力分为叶片部分、稳燃器部分、喉口部分和扩口部分。

图 11 和图 12 分别为根部风流通面积与流动阻力分布 ($\Delta P_i / \Delta P$) 及总流动阻力 (ΔP) 的关系。从图 11 中可以看出:当根部风流通面积不变时,空气流经叶片和稳燃器部分的阻力为主要的阻力损失,两者之和约占总流动阻力的 60 - 65%;而当根部风流通面积增大时,空气流经稳燃器部分的阻力损失则由 37% 左右下降至 30% 左右。从图 12 中可以看出:总流动阻力与根部风流通面积呈单调下降的线性关系;相同条件下,试验值要略大于计算值,这主

要是由于试验过程中入口的测量点比计算选取的配风器入口更靠前的缘故;两者的相对误差小于 2%,在合理的工程误差范围内。

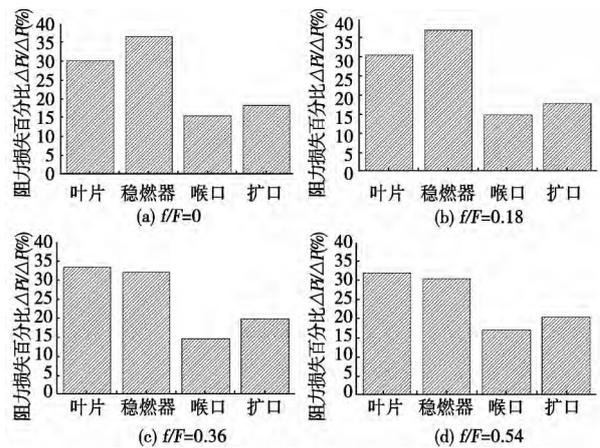


图 11 阻力分布

Fig. 11 Resistance distribution

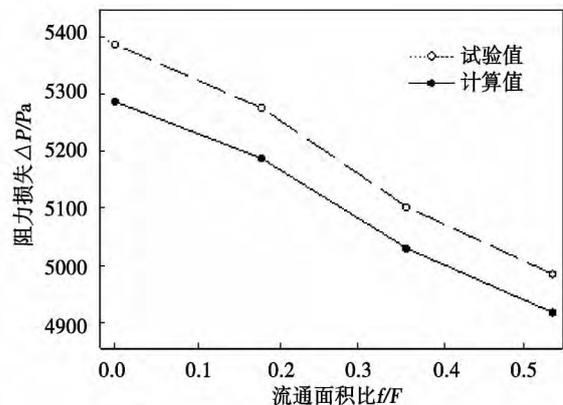


图 12 根部风流通面积与流动阻力的关系

Fig. 12 Relationship between the area of the air flow path at the root and the flow resistance

空气流经旋流燃烧器的阻力大小可以用阻力系数 ζ 表示,其定义为:

$$\zeta = \frac{2(p_1 - p_2)}{\rho w_2^2} + \left(\frac{A_2}{A_1}\right)^2$$

式中: p_1 、 p_2 —燃烧器入口和出口截面处静压, Pa; w_2 —喉口截面处的平均速度, m/s; A_1 、 A_2 —燃烧器入口和出口截面的面积, m^2 。

表 2 中列出了不同根部风流通面积下的总流动阻力系数计算值与试验值。表中结果显示:不同根部风流通面积下的阻力系数计算值与试验值非常接近,误差均小于 2%,且与根据增压锅炉旋流燃烧器实际运行经验估算的阻力系数 2.9 均较为接近。上

述结果证明了所选用计算模型的合理性。

表 2 阻力系数对比

Tab. 2 Contrast of the drag coefficients

流通面积比 f/F	0	0.18	0.36	0.54
计算值 ζ	2.91	2.92	2.89	2.81
试验值 ζ	2.96	2.96	2.93	2.85

3 结 论

(1) 对于本型燃烧器,根部风对增压气流特性的影响主要体现在根部流通风量的大小,即钝体稳燃器开孔面积的大小,与开孔方式及单个孔径的大小无关。

(2) 根据回流区分布得出,当 $f/F = 0$ 时,中心回流区呈“细长”状,气流扩散角大于燃油雾化角,易引起温度分布不均匀;当 $f/F = 0.36$ 时,中心回流区呈“短粗”状,比燃油雾化角小至少 25° ,不利于燃尽;当 $f/F \geq 0.54$ 时,中心回流区不封闭,易形成局部高温和燃烧不完全;综合考虑,对于本旋流燃烧器 $f/F = 0.18$ 为最佳参数。

(3) 根据速度分布得出,不同流通面积对应的各代表性截面轴向速度分布均呈“M”型,切向速度分布均呈“N”型。当 $f/F = 0$ 时,中心回流区滞止点的位置相比于 $f/F = 0.18$ 和 $f/F = 0.36$ 时滞后了 0.17,而当 $f/F = 0.54$ 时,中心回流区无滞止点。

(4) 根据阻力特性得出,空气流经叶片和稳燃器的阻力为主要的阻力损失,总流动阻力与根部风流通面积呈单调下降的线性关系,不同根部风面积比条件下,阻力系数计算值与试验值的相对误差均小于 2%,从而证明了所选用计算模型的合理性。

参考文献:

[1] 李章,张宁,刘祥源. 舰用增压锅炉装置[M]. 北京: 海潮出版社, 2000.
LI Zhang, ZHANG Ning, LIU Xiang-yuan. Warship-purposed supercharged boiler devices [M]. Beijing: Sea Tide Press, 2000.

[2] Kwang Y K. Calculation of strongly swirling turbulent round jet with recirculation by algebraic stress model[J]. Int Heat and Fluid Flow, 1988, 9(1): 62-63.

[3] Pein R, Winnemeier F. Swirl and fuel composition effects on boron combustion in solid-fuel ramjets [J]. Journal of Propulsion and Power, 1992, 8(3): 609-614.

[4] Yegian D T, Cheng R K. Development of a lean premixed low-swirl burner for low NOx practical applications [J]. Combustion Science and Technology, 1998, 139(1-6): 207-227.

[5] 秦裕琨, 孙锐, 李争起, 等. 径向浓淡旋流煤粉燃烧器流动特性研究及应用[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(9): 72-76.
QIN Yu-kun, SUN Rui, LI Zheng-qi, et al. Study of the flow characteristics of a radial bias swirling pulverized coal burner and its applications [J]. Proceedings of China Electric Machinery Engineering, 2000, 20(9): 72-76.

[6] 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): 8-14.
ZHOU Zhi-jun, ZHOU Cong-cong, XU Jian-hua, et al. Analysis of the hybrid characteristics of the primary and secondary air in a low NOx swirling burner [J]. Proceedings of China Electric Machinery Engineering, 2010, 30(11): 8-14.

[7] Ishit T, Zhang C, Sugiyama S. Numerical Simulations of Highly Preheated Air Combustion in an Industrial Furnace [J]. Energy Resource Technology, 1998, 120(7): 276-284.

[8] Kurose R, Ikeda M, Makino H. Combustion characteristics of high ash coal in a pulverized coal combustion [J]. Fuel, 2001, 80(10): 1447-1455.

[9] 宋印东, 姚寿广. 增压燃油锅炉冷态等温流场数值模拟 [J]. 江苏船舶, 2005, 22(2): 25-44.
SONG Yin-dong, YAO Shou-guang. Numerical simulation of a cold-state isothermal flow field in an oil-fired supercharged boiler [J]. Jiangsu Ship, 2005, 22(2): 25-44.

[10] 宋晨希, 杨冬, 罗毓珊, 等. 燃油增压锅炉配风器三维流动特性数值模拟 [J]. 华北电力大学学报, 2010, 37(6): 74-80.
SONG Chen-xi, YANG Dong, YAO Shou-guang, et al. Numerical simulation of a three dimensional flow in an air distributor of a oil-fired supercharged boiler [J]. Journal of North China University of Electric Power, 2010, 37(6): 74-80.

[11] Yakhot V, Orzag S A. Renormalization Group Analysis of Turbulence [J]. Scient Comput, 1986, 1(10): 3-11.

[12] Merle C, Potter David C, Wigget. Mechanics of Fluids [M]. China Machine Press, 2008.

[13] Wang Yong-tang, Wu Shao-hua, Chen Ming, et al. Experimental Study on Atomization Characteristics of Gas/Liquid Coaxial Swirling Nozzle in Pressurized Space [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(35): 110-116.

[14] 徐旭常, 毛剑雄, 曾瑞良, 等. 燃烧理论与燃烧设备 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1990.
XU Xu-chang, MAO Jian-xiong, ZENG Rui-liang, et al. Combustion theory and equipment [M]. Beijing: China Machine Press, 1990.

(陈滨 编辑)

Baotou ,China ,Post Code: 014010) //Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. – 2014 29(3) . – 284 – 289

With the laminar flow premixed flame of liquefied gas serving as the object of study ,set up was a combustion test rig with an electromagnetic field being applied at both sides of the flame to determine the intensity of the field ,measure the combustion temperature of the laminar flow premixed flame in the electromagnetic field and NO_x concentration and analyze the laminar flow premixed flame combustion characteristics at various intensities in the magnetic field and production characteristics of NO_x . It has been found that under the action of the electromagnetic field ,the flame temperature will rise ,the flame diameter will slightly increase ,its height will somewhat decrease and at the same time ,the electromagnetic field will reduce the possibility of N ,HCN and CN etc. ion and ion groups in the flame to collide with oxygen ,resulting in a decline of NO_x concentration ,maximally reduced by 2.998 mg/m^3 . **Key words:** premixed flame ,laminar flow combustion ,electromagnetic field ,thermal type NO_x

超超临界机组模型的非线性分析及控制 = **Non-linear Analysis and Control of the Model for Ultra-super-critical Units** [刊 ,汉] ZHU Ya-qing ,CHEN Shi-he (Academy of Electric Power Sciences ,Guangdong Power Grid Company ,Guangzhou ,China ,Post Code: 510080) ,ZHANG Man ,ZENG De-liang (North China University of Electric Power ,Beijing ,China ,Post Code: 102206) //Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. – 2014 29 (3) . – 290 – 296

To realize the stable operation of large-sized ultra-supercritical units in a wide range at a variable load ,adopted was a conception of the clearance measure. On this basis ,the non-linear characteristics of a model for 1 000 MW ultra-supercritical units with three inputs and three outputs were analyzed. By adopting the K-mean clustering algorithm , the division of loads of the unit and the selection of its typical operating points were accomplished. By employing the small deviation linearization method ,the linear models at each typical operating point were obtained and then ,based on the H_∞ loop formation ,the corresponding robust controllers to each linearization models were designed. Finally , in combination with the fuzzy supervision and control ,a fuzzy multi-model supervision and control version was given. The test and simulation results show that the design version of the controller under discussion can realize a quick tracking of the load of a ultra-supercritical unit ,thus offering a new method for controlling a non-linear system. **Key words:** clearance measure ,non-linear analysis , H_∞ loop formation ,fuzzy multi-model supervision and control

根部风对增压锅炉气流特性影响的数值分析 = **Numerical Analysis of the Influence of the Root Air on the Air Flow Characteristics of a Supercharged Boiler** [刊 ,汉] ZHANG Liang ,LIU Ming-zhu ,HE Zhao-bin (CSIC Harbin No. 703 Research Institute ,Harbin ,China ,Post Code: 150078) //Journal of Engineering for Thermal Energy

& Power. - 2014 29(3) . -297 - 302

By using the numerical simulation method , reviewed was the influence of the root air on the air flow characteristics of a fuel oil swirling burner thus designed under the supercharging condition. By analyzing the corresponding returning flow zone distribution , velocity distribution and resistance characteristics etc. in various flow areas for the root air , the authors concluded that for the swirling burner under discussion , the influence of the root air on the supercharged air flow characteristics mainly reflects the magnitude of the air quantity passing through the root , i. e. the opening area of the combustion stabilizer and is irrelevant to the mode for drilling holes and the diameter of a single hole. Among them , the ratio of the area of the holes and the surface area of the combustion stabilizer $f/F = 0.18$ was regarded as the optimum parameter. The axial speed distribution on various representative sections corresponding to the various areas of the flow path for the root air all assumed a shape of "M" while the tangential speed distribution took a shape of "N" . When $f/F = 0$, the location of the stagnation point in the central returning flow zone lagged behind by 0.17 as compared with those when $f/F = 0.18$ and $f/F = 0.36$. When $f/F = 0.54$, there existed no stagnation point in the central returning flow zone. The resistance loss occurred during the air flowing through the locations of the blades and the combustion stabilizer occupied a highest proportion of the total resistance loss. Both the total flow resistance and the area of the flow path for the root air assumed a monotone descending linear relationship. The relative error of the resistance coefficient between the calculated value and the test one was invariably lower than 2% , further proving that the calculation model thus chosen is rational. **Key words:** root air , returning flow zone , velocity distribution , resistance characteristics

大型 CFB 锅炉受热面热力匹配特性研究 = **Study of the Thermal Matching Characteristics of the Heating Surfaces of a Large-sized CFB (Circulating Fluidized Bed) Boiler** [刊 , 汉] WU Hai-bo , WANG Jun , LIAO Hai-yan (Shenhua Guohua (Beijing) Electric Power Research Institute Co. Ltd. , Beijing , China , Post Code: 100025) ZHANG Man (Department of Engineering for Thermal Energy , Tsinghua University , Beijing , China , Post Code: 100049) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. - 2014 29(3) . - 303 - 308

In the light of the thermal matching of three boilers , studied were the thermal matching of the working medium side and the flue gas side of a 300 MWe subcritical CFB boiler in two different heating surface arrangement modes and that of a 350 MWe supercritical CFB boiler and quantitatively analyzed was the law governing the influence of changes in the steam parameters on the distribution of heat absorbed by various heating surfaces at various levels of the boilers. For a 350 MW CFB boiler , the proportion of heat absorbed during the evaporation process of feedwater is around 21% , that during the superheating process about 61% and that during the reheating process approximately 18% . It has been found that changes in steam parameters have a very big influence on the distribution of heat absorbed by various heating surfaces at various levels , thus proper arrangement of these heating surfaces becomes the