

CFB 锅炉汽冷屏汇集集箱宽负荷集箱效应

马有福^{1,2,3}, 陈煜¹, 迟童辉¹, 杨超¹, 吕俊复^{2,3,4}

(1. 上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093; 2. 北京怀柔实验室, 北京 101499;

3. 怀柔实验室山西研究院, 太原 030032; 4. 清华大学 能源与动力工程系, 北京 100084)

摘要: 随着新能源并网规模扩大, 火电机组深度调峰需求日益突出, 这对电站锅炉的宽负荷运行能力提出了更高要求。集箱效应对锅炉过热器并联管组的流量分配均匀性具有重要影响, 研究锅炉宽负荷运行下的集箱效应, 对锅炉安全灵活运行至关重要。以某 135 MW 循环流化床锅炉的汽冷屏为例, 在 10%~100%BMCR 负荷范围, 对两种管径尺度汇集集箱(引出管 $\phi 219\text{ mm}\times 14\text{ mm}$ 和出口集箱 $\phi 377\text{ mm}\times 20\text{ mm}$)内的工质流动与压力分布特性进行数值模拟, 获得锅炉负荷与管径尺度对汇集集箱集箱效应的影响。结果表明: 随管径尺度增大, 汇集集箱内流动行为趋于复杂, 集箱效应增强; 随锅炉负荷降低, 汇集集箱内涡流与旋流的强度减弱, 集箱效应减弱。对比汇集集箱内静压分布的模拟结果与我国水动力标准计算结果, 表明水动力标准计算结果偏高, 偏大幅度随汇集集箱管径增大而增大。

关键词: 循环流化床锅炉; 汇集集箱; 静压分布; 集箱效应

中图分类号: TK 224.2 文献标志码: A

Header effect of platen superheater's collection headers under wide-load operation of a CFB boiler

MA Youfu^{1,2,3}, CHEN Yu¹, CHI Tonghui¹, YANG Chao¹, LYU Junfu^{2,3,4}

(1. School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China;

2. Beijing Huairou Laboratory, Beijing 101499, China; 3. Shanxi Research Institute of Huairou Laboratory, Taiyuan 030032, China;

4. Department of Energy and Power Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: With the expansion of new energy integrating into the grid, the demand for deep peak shaving of thermal power units has become increasingly prominent, imposing higher requirements on the wide-load operation capability of power station boilers. The header effect significantly impacts the flow distribution uniformity of parallel tube groups in boiler superheaters. Investigating the header effect

收稿日期: 2025-01-01

基金项目: 怀柔实验室项目(ZD2023008A)(国家科技重大专项)

通信作者: 马有福(1978—), 男, 副教授. 研究方向: 锅炉水动力、气液两相流和热力系统优化研究. E-mail: imayoufu@163.com

引文格式: 马有福, 陈煜, 迟童辉, 等. CFB 锅炉汽冷屏汇集集箱宽负荷集箱效应[J]. 上海理工大学学报, 2026, 48(1): 69-77.

Citation: MA Youfu, CHEN Yu, CHI Tonghui, et al. Header effect of platen superheater's collection headers under wide-load operation of a CFB boiler[J]. Journal of University of Shanghai for Science and Technology, 2026, 48(1): 69-77.

under wide-load operation is crucial to ensuring the safe and flexible operation of boilers. Taking the platen superheater of a 135 MW circulating fluidized bed (CFB) boiler as an example, numerical simulations were conducted within the 10%~100% BMCR load range to analyze the flow and pressure distribution characteristics of working fluid in two header configurations with different tube diameters (outlet tubes $\phi 219 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$ and outlet header $\phi 377 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$). The study aimed to investigate the impact of boiler load and tube diameter scale on the header effect of the collection header. The results reveal that as the tube diameter increases, the flow behavior in the header becomes more complex, and the header effect is enhanced. Conversely, as the boiler load decreases, the intensity of vortices and swirl in the header weakens, leading to a reduction in the header effect. A comparison between the simulated static pressure distribution results within the collection header and the hydrodynamic standard calculations in China shows that the standard calculations tend to overestimate the static pressure, with the degree of overestimation increasing as the collection header tube diameter becomes larger.

Keywords: *circulating fluidized bed boiler; collection header; static pressure distribution; header effect*

双碳战略提出以来, 新能源在电力行业快速发展, 装机容量逐年增长^[1-2]。为提高新能源供电比例, 传统火电机组需在更宽负荷运行以维持电网稳定, 负荷下限需低至 20%BMCR, 甚至 10% BMCR。宽负荷运行对电站锅炉的受热面安全带来了严峻挑战。过热器与再热器是锅炉中工作条件最恶劣的受热面, 常因并联管组工质焓增不均(热偏差)而发生超温爆管。这类受热面工质侧压降较小, 集箱效应(集箱内流体静压因工质分流/汇入而升高/降低从而影响支管流量分配均匀性)对支管流量分配有明显影响, 进而影响到受热面安全。因此研究锅炉宽负荷运行下的集箱效应, 对锅炉宽负荷安全可靠运行至关重要。

为计算并联各管的工质流量, 需提前知晓分配与汇集集箱内工质的静压分布, 根据各支管的进出口压差确定管组的流量分布。因此, 建立准确的集箱静压分布预测模型是获得集箱效应的关键。目前在工程设计中, 主要通过两种模型获得集箱静压分布。一种模型是基于对支管处集箱单元管段内流体的动量守恒分析和工质流速沿管轴方向线性分布假设, 以获得集箱内静压沿管轴方向的一维分布^[3-8]。该模型的优点是有清晰的理论背景, 积分获得的静压分布公式形式简单, 便于工程应用, 中国和苏联的锅炉水动力标准中推荐的静压分布计算式便是基于该模型; 但该模型本质上是基于对集箱单元管段内流体的宏观流动的动量守恒分析, 不能确定支管处流体分流或汇聚

带来的动量变化, 为此在模型中采用了一个系数, 该系数仍需根据并联管组中流量分布或相应集箱中静压分布的实验结果, 再套用该模型反推出来。另一种模型是直接依赖实验结果, 由实验获得集箱的端压差转换系数(集箱两端静压差与分配集箱入口动压头或汇集集箱出口动压头的比值), 再基于集箱内静压分布为抛物线分布的假设, 获得集箱内工质的轴向静压分布, 美国相关标准中便是基于该模型确定集箱静压分布^[9]。

在文献报道中, 学者们对第一种模型中的简化假设做了进一步分析与讨论。Wang^[10-11]分析了沿程摩擦阻力系数随工质雷诺数而变化的影响; 王恩禄等^[12-13]指出在低雷诺数流动工况下, 模型中依赖实验确定的系数并非常数。罗永浩等^[14]提出了一种离散模型, 其是对无支管集箱管段、有支管集箱管段和支管分别建立连续性方程和动量守恒方程, 构建庞大的代数方程组, 通过编程迭代求解获得集箱降压分布或个支管流量分布; 该模型也是基于流体的宏观流动构建方程, 模型中描述有支管集箱管段内流动的方程中仍存在需由实验结果推算确定的系数; 其优点是对并联管组流动的数学描述更加完整, 但关键参数仍需实验确定, 而且方程组需要编程求解, 不便于工程应用。此外, 随着计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)技术的快速发展, 研究人员逐渐倾向于采用该技术对并联管组内三维流域的流场与压力分布进行求解^[15-18]。CFD技术的优点

是可对各种并联管组结构进行三维流场与压力分布计算, 无需依赖于实验的系数就可顾及支管处分流或汇聚复杂流动的影响; 缺点是数值计算所需时间较长, 对计算人员的专业要求较高。

在锅炉过热器和再热器方面, 以往的研究集中于对集箱静压分布模型的完善和对特定锅炉受热面壁温超限的分析^[19-21], 而对锅炉宽负荷运行下的集箱效应极少涉及。本文工作以某 135 MW 循环流化床 (circulating fluidized bed, CFB) 锅炉的汽冷屏为实例, 通过 CFD 方法, 研究了不同负荷下, 该汽冷屏内不同管径尺度汇集集箱/并联管组内的流动特性与静压分布。

1 数值计算模型

1.1 物理模型

根据某 135 MW CFB 锅炉中汽冷屏的实际结构和工质参数, 开展数值模拟研究。该锅炉中, 炉膛上方靠近前墙位置布置 6 片汽冷屏, 蒸汽由管屏底部进入, 向上流过并联管组受热面, 从管屏顶部流出。2 组进口、出口集箱基于炉膛中心线左右对称布置, 每组进口、出口集箱为 3 片管屏供汽, 如图 1 所示。每片屏分别通过引入管、引出管与进口集箱、出口集箱联通, 在引入管、引

出管之间并联布置 38 根支管 ($\phi 42 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$), 屏高 25.5 m, 屏宽 2.22 m。因此, 在汽冷屏流动系统中, 存在 2 组不同管径 (支管数量也不同) 的分配、汇集集箱: 引入/引出管 ($\phi 219 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$, 对应 38 根支管) 和进口/出口集箱 ($\phi 377 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$, 对应 3 根支管)。

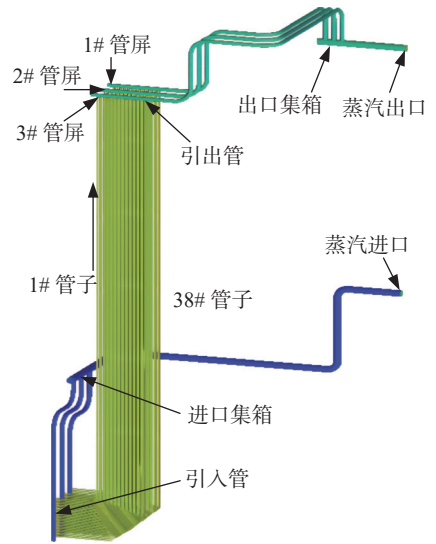


图 1 汽冷屏的结构布置与工质流程示意图
Fig.1 Schematic diagram of structural arrangement and steam flow of the platen superheater

对不同管径的引出管集箱与出口集箱分别建立几何模型开展宽负荷流动模拟。几何模型的结构布置与具体参数见图 2 和表 1。

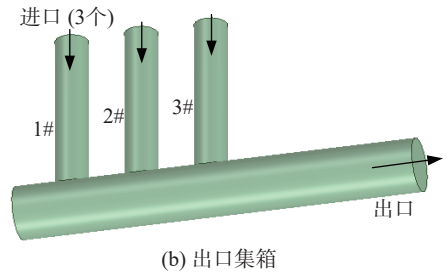
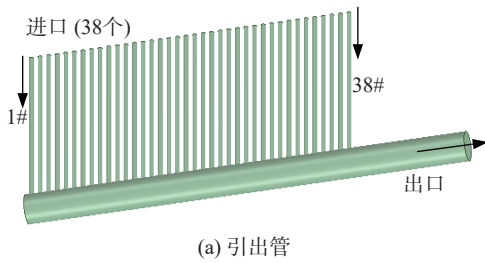


图 2 引出管和出口集箱的几何模型

Fig.2 Geometric model of the outlet conduit and outlet header

表 1 引出管和出口集箱的结构参数

Tab.1 Structural parameters of the outlet conduit and outlet header

参数	引出管	出口集箱
集箱管径/mm	$\phi 219 \times 14$	$\phi 377 \times 20$
集箱长度/mm	3 080	2 300
支管管径/mm	$\phi 42 \times 6$	$\phi 219 \times 14$
支管长度/mm	1 000	1 000
支管间距/mm	60	400
支管数量	38	3

1.2 网格划分

集箱和支管的直管段采用结构化六面体网格, 集箱与支管联结处采用非结构化四面体网格并加密网格间距。引出管和出口集箱的网格尺寸分别为 6 mm 和 9 mm, 对应网格数分别为 228 万和 130 万, 网格划分后如图 3 所示。

1.3 控制方程

本研究中, 锅炉负荷范围取 10%~100%BMCR。10%BMCR 负荷下, 支管与集箱 ($\phi 42 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$ 、 $\phi 219 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$ 和 $\phi 377 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$) 内工质的雷诺

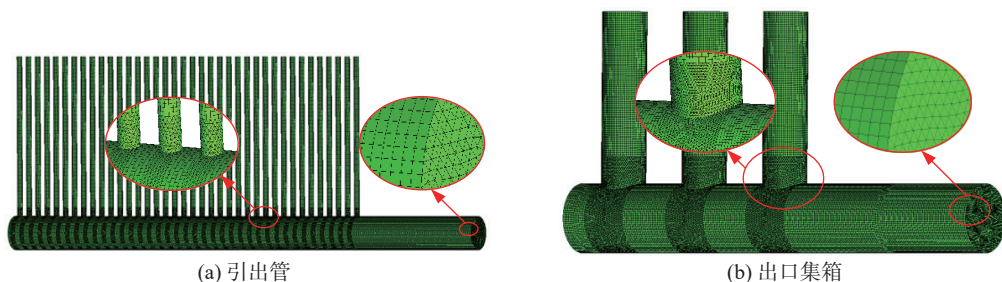


图3 引出管与出口集箱的网格模型

Fig.3 Grid model of the outlet conduit and outlet header

数分别为 115 647、690 201 和 1 173 546，表明管内流动均为湍流。鉴于本文研究对象为高雷诺数管内流动，故湍流模型选用适用于管道内流、鲁棒性强、对局部分离流动预测精度适中的标准 $k-\varepsilon$ 模型。基于工质不可压缩稳态流动假设，控制方程和输运方程如下。

连续性方程：

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

动量守恒方程：

$$\rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2} + \rho g_i \quad (2)$$

湍流动能输运方程：

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (3)$$

湍流耗散输运方程：

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} G_k \frac{\varepsilon}{k} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

式中： u_i 、 u_j 分别表示 i 、 j 方向的流速； ρ 为密度； p 为压力； g_i 为 i 方向的重力加速度分量； k 为湍流动能； ε 为湍流动能耗散率； μ 和 μ_t 分别为工质黏度和湍流黏度； G_k 为平均速度梯度引起的湍流动能； σ_k 、 σ_ε 为湍流普朗特数，分别取 1.0 和 1.3； $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 为经验常数，分别取 1.44 和 1.92^[22]。

1.4 物性参数、边界条件与数值解法

本文工作聚焦于集箱/并联管组内工质流动过程，故在数值模拟时认为：管内工质为稳态不可压缩流动 ($dp/dt=0$ 、 $\partial/\partial t=0$)，流动中与管壁无热量交换。根据该锅炉设计参数，汽冷屏出口工质温度 470 °C、压力 10 MPa，故在模拟中过热蒸汽物性参数给定：密度 32.2 kg/m³，黏度 2.7671 × 10⁻⁵ kg/(m·s)。

边界条件为：质量流量入口、压力出口、壁面无滑移 (绝对粗糙度 0.06 mm)。100%BMCR 负荷下，引出管和出口集箱的各支管入口流量分别为 0.75395、28.65 kg/s，集箱出口处压力 10 MPa。随着负荷降低，支管入口流量等比例减小，其余参数保持不变。

数值计算时，压力和速度的耦合采用 SIMPLE 算法，近壁区采用壁面函数法处理^[22]。各物理量的收敛残差均设为 1 × 10⁻⁴，以集箱内流动行为与压力分布趋于稳定作为最终收敛的判据。

2 数值模拟结果及分析

2.1 不同管径汇集集箱的宽负荷流动行为

2.1.1 引出管

图 4 为 100%BMCR 和 10%BMCR 下，引出管内工质的速度分布。由图 4 可知，随支管内流体不断汇入集箱，集箱内工质的流速沿管轴方向逐渐升高。集箱内工质的径向速度分布沿管轴方向呈现出不同的特征：在靠近 1#支管的集箱前端，因集箱内工质流量小，支管内流体以射流形式进入集箱，在较长的射程之后向集箱管轴方向偏转；随支管逐渐靠近集箱出口端，因集箱内流量增大，支管内流体进入集箱的射程越来越短，在较短的射程之后即偏转至集箱管轴方向。

由图 4 还可看出，集箱内流速沿管轴方向和沿管径方向的分布均无明显规律，这与支管射流进入集箱后形成大量涡流有关。图 5 为 100%BMCR 和 10%BMCR 时引出管内工质的流线。由图 5 可知，支管射流进入集箱后，在集箱内形成沿径向对称分布的 2 个环形涡流。随支管逐渐靠近集箱出口端，在工质轴向流速的带动下，集箱内的环形涡流演变为流体螺旋向前运动。可见，汇集集箱内存在大量涡流，流体内部复杂运动的

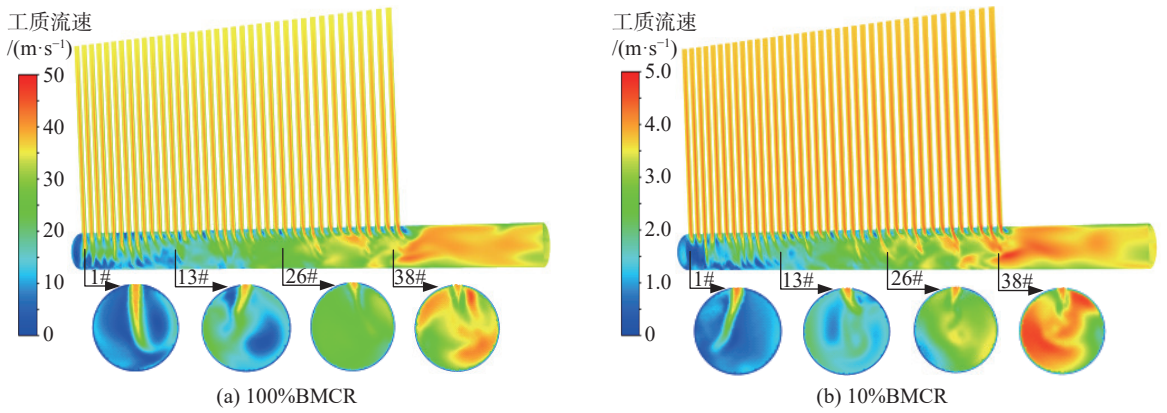


图4 不同负荷下引出管内速度分布

Fig.4 Velocity profile of the outlet conduit under different boiler loads

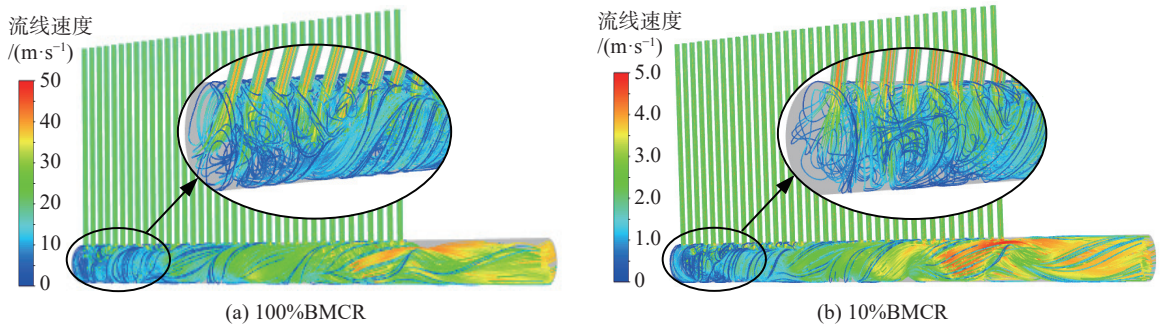


图5 不同负荷下引出管内流体流线

Fig.5 Fluid streamlines of the outlet conduit under different boiler loads

黏性耗散应是流体能量损失的主要部分。而以往基于一维流动分析的静压分布预测模型中,按常规均匀管流确定流体沿程摩擦损失,对此可能需进一步完善。

由图4和图5可知,随锅炉负荷降低,支管与集箱内工质的流速水平降低,但流动行为相似。区别之处是,随锅炉负荷降低,支管内流体进入集箱时的射程减小,集箱内径向环形涡流的强度减弱。

2.1.2 出口集箱

图6、图7分别为不同负荷下,出口集箱内工质的速度分布和流体流线。由图6和图7可知,随支管内流体不断汇入集箱,集箱内工质的流速水平沿管轴方向逐渐提高。由于出口集箱对应的支管管径大,射流在集箱内的流动行为与引出管有明显区别:一方面,集箱由支管进入集箱的射流的刚度大,射流冲刷集箱底部,导致集箱底部的轴向流速较高;另一方面,由于支管间距较大,射流在集箱内沿管轴方向形成纵向涡流,在支管下游的集箱顶部形成明显的低速涡流区。由图7可看出,锅炉负荷高时,在集箱顶部低速涡

流区内,还在水平方向形成了2个沿集箱截面纵轴对称的二次涡流。

随锅炉负荷降低,支管与集箱内工质的流速水平降低,但流动行为相似。区别为:高负荷时射流惯性较大,射流冲击集箱底部圆弧管壁后沿两侧管壁上升,在集箱内形成一对环形涡流并沿管轴方向螺旋向前运动;随锅炉负荷降低,射流的惯性减小,环向流动减弱,工质向前运动时不再伴有明显旋流。

2.1.3 引出管与出口集箱对比

在管径较小的引出管这种受热面汇集集箱中,集箱前端形成明显的径向环形涡流,靠近工质出口的集箱后端流体螺旋向前运动,纵向涡流不明显,集箱横/纵截面的速度分布无规律。在管径较大的出口集箱这种蒸汽导管汇集集箱中,在支管入口的下游形成明显的纵向涡流,受径向环形涡流的影响,在支管下游的低速涡流区内形成二次涡流,集箱后端流体向前运动时旋流较弱,集箱横/纵截面的速度分布有一定的规律。随锅炉负荷降低,集箱内流动行为保持相似,但涡流与旋流的强度减弱。

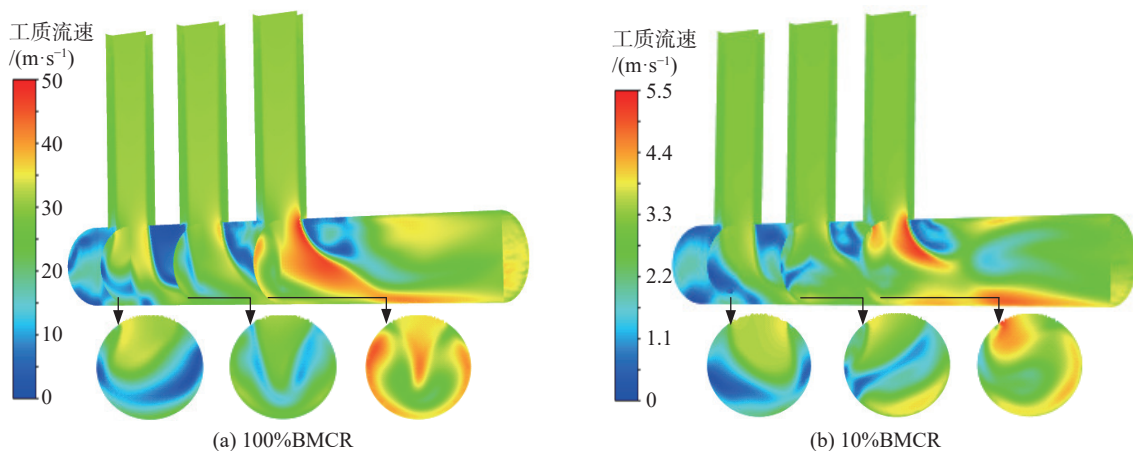


图6 不同负荷下出口集箱内速度分布

Fig.6 Velocity profile of the outlet header under different boiler loads

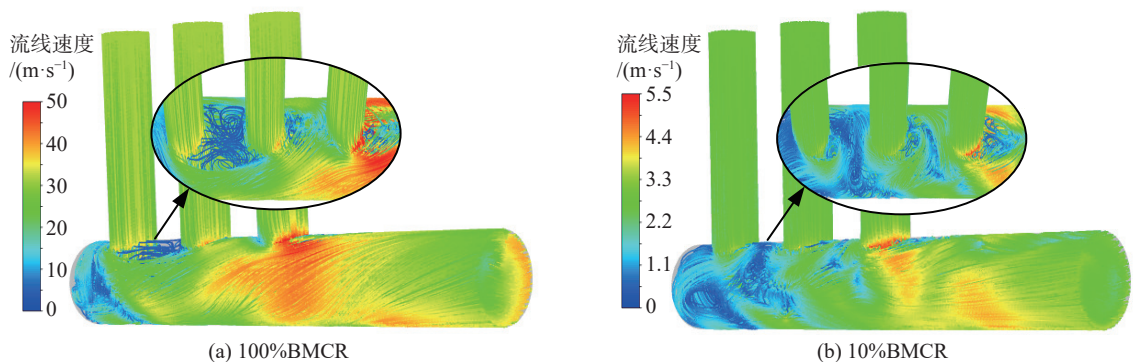


图7 不同负荷下出口集箱内流体流线

Fig.7 Fluid streamlines of the outlet header under different boiler loads

2.2 不同管径汇集集箱的宽负荷静压分布

2.2.1 引出管

根据模拟结果，提取出每根支管管轴处集箱横截面的平均静压，得到该截面平均静压与38号支管处截面平均静压的差值 Δp ，如图8所示。

由图8可知，引出管内静压沿主流方向呈下降趋势，且呈抛物线分布。流体静压降低的原因

为：一方面，伴有旋流和大量涡流的流体湍流流动黏性耗散、管壁对黏性流体的摩擦作用导致了压力损失；另一方面，沿集箱主流方向工质不断汇入，工质流速增大也使得静压降低。随锅炉负荷从100%BMCR降至10%BMCR，引出管最大静压差从30150 Pa降至296 Pa，表明集箱效应随负荷降低而明显减弱。

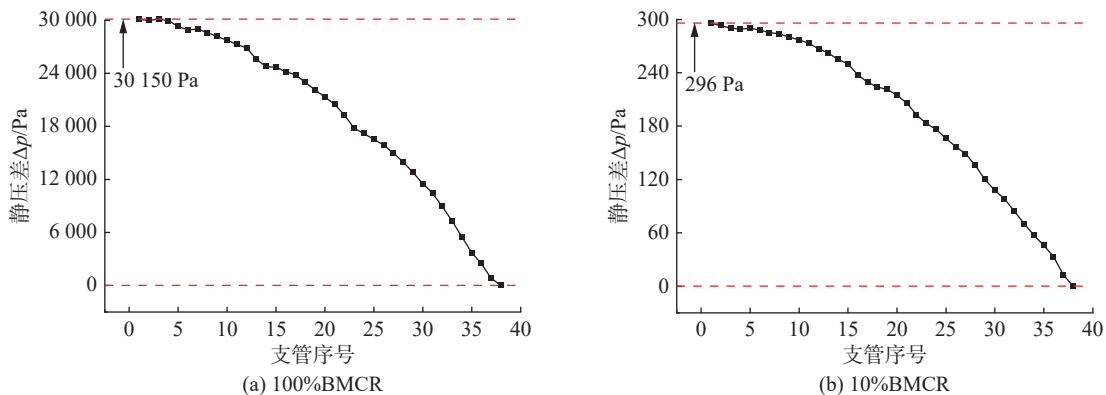
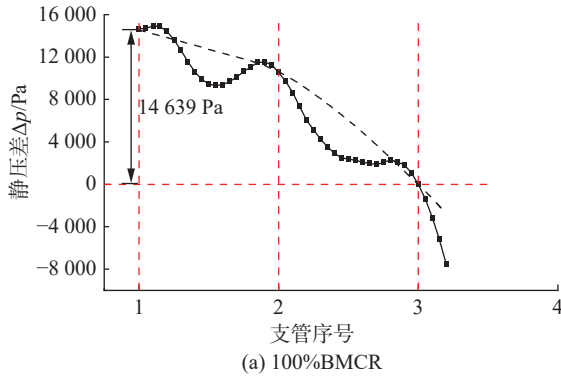


图8 不同负荷下引出管的静压分布

Fig.8 Static pressure profile of the outlet conduit under different boiler loads

2.2.2 出口集箱

根据模拟结果, 提取出集箱在 3 个支管管轴处横截面的平均静压, 并沿集箱管轴方向间隔



0.02 m 取截面平均静压, 得到各截面平均静压与 3 号支管处截面平均静压的差值 Δp , 如图 9 所示。

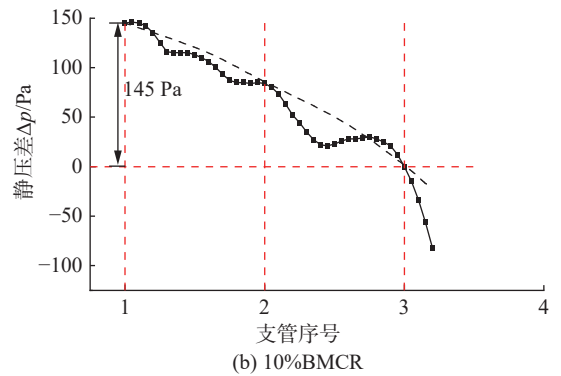


图 9 不同负荷下出口集箱的静压分布

Fig.9 Static pressure profile of the outlet header under different boiler loads

由图 9 可知, 集箱内流体静压沿主流方向呈波浪式下降趋势。比较 3 个支管出口处的静压(图 9 中红色虚线与灰色虚线交点), 可知支管出口依然是随集箱主流方向而降低, 表明在大管径汇集集箱中, 静压分布规律未改变。但与引出管中静压分布不同的是, 出口集箱中静压呈波浪式下降, 主要特征为在两支管间, 静压有一个明显的下降又恢复的过程。这是因为在上游来流的挤压作用下, 支管射流进入集箱后即发生偏转, 使得射流核心位于支管下游处; 在射流核心区, 集箱截面的静压最低; 之后, 随射流进一步扩散发展, 流体静压部分恢复。随锅炉负荷从 100%BMCR 降至 10%BMCR: 因工质流量减小, 出口集箱中静压的波动趋于减小; 出口集箱最大静压差从 14639 Pa 降至 145 Pa。

2.2.3 引出管与出口集箱对比

引出管与出口集箱内流体静压均沿主流方向降低, 但出口集箱中的静压呈波浪式降低。随着锅炉负荷降低, 集箱效应均明显降低。在负荷 100%BMCR 和 10%BMCR 下, 出口集箱的静压变化率(单位长度集箱的静压差)分别为 18 299 Pa/m、181 Pa/m, 引出管的静压变化率分别为 13 581 Pa/m、133 Pa/m, 表明集箱效应随集箱的管径尺度增大而增大。

3 静压分布模拟结果与水动力标准计算结果的对比

我国锅炉水动力计算标准^[23]中推荐的汇集集

箱静压分布公式为

$$\Delta P_{hx} = \frac{\rho w_h^2}{2} \left[(2 - c_h) \left(1 - \frac{x^2}{L^2} \right) + \frac{\lambda L}{3D} \left(1 - \frac{x^3}{L^3} \right) \right] \quad (5)$$

(在 $x = L$ 处引出)

式中: w_h 为汇集集箱出口工质流速; L 为集箱长度; D 为集箱内径; λ 为沿程摩擦系数(按管壁绝对粗糙度为 0.06 mm 确定); c_h 为支管处流体轴向速度修正系数, $c_h=0$ 。

由式(5)计算不同负荷下的集箱静压分布, 并与模拟所得结果进行对比, 结果如图 10 所示。由图 10 可知, 数值模拟与公式计算所得的集箱静压分布在规律上一致, 均为集箱静压随主流方向降低。但二者数值不完全相符, 由公式计算获得的静压差始终高于模拟结果。若按相对偏差(以公式计算结果为基准)表述, 在 10%~100%BMCR 负荷范围, 引出管的模拟结果偏低 13%~27%, 出口集箱的模拟结果偏低 48%~57%。可见, 公式计算结果高估了汇集集箱的集箱效应, 尤其是在管径较大的汇集集箱中。对同一集箱, 锅炉负荷变化相对偏差的影响并不显著。但在同一负荷下, 集箱管径变化对相对偏差有明显影响。

4 结 论

为探究过热器汇集集箱的宽负荷集箱效应, 以某 CFB 锅炉汽冷屏的引出管($\phi 219 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$)和出口集箱($\phi 377 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$)为例, 在 10%~100% BMCR 负荷范围, 通过数值模拟方法研究汇集

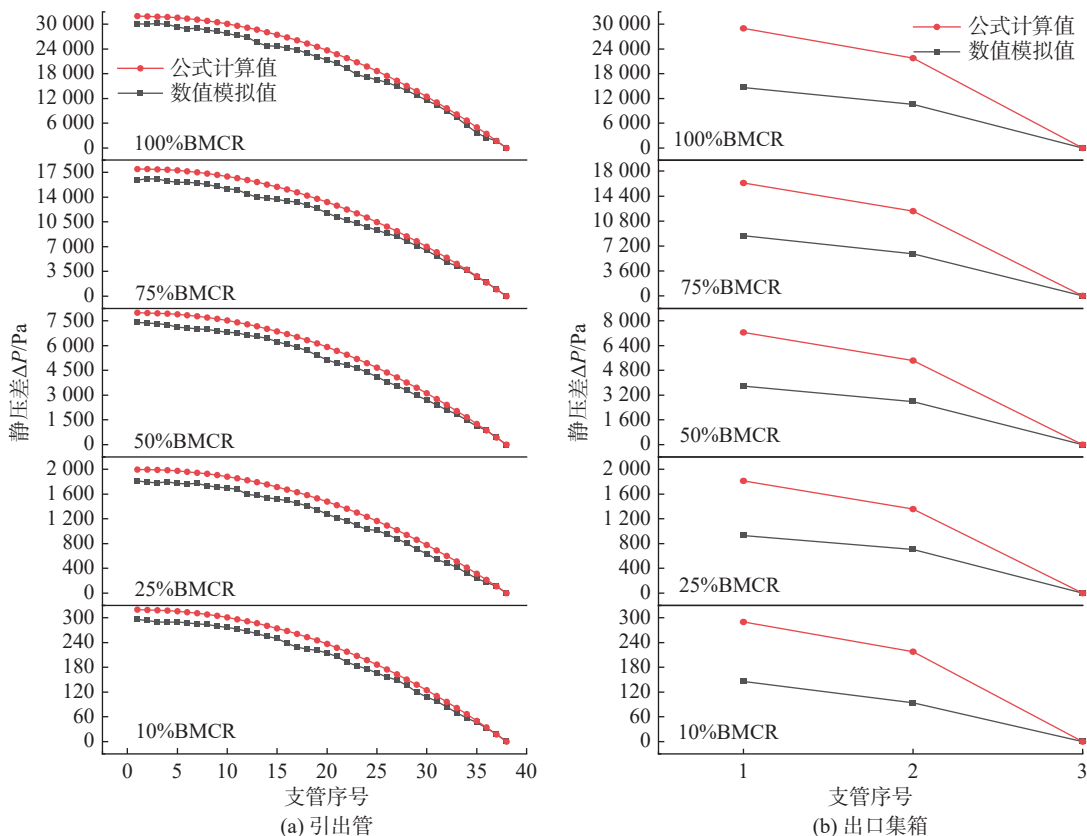


图 10 静压分布模拟结果与水动力标准计算结果的对比

Fig.10 Comparison of static pressure distribution between the simulation results and the calculation results using the method in hydrodynamic standard

集箱内工质流动行为与静压分布，获得主要结论如下：

a. 随集箱管径不同，汇集集箱中工质的流动行为有一定的区别。管径较小的受热面汇集集箱中，工质流动中有明显的径向环形涡流和轴向螺旋流动；管径较大的导汽管汇集集箱中，工质流动中形成明显的纵向涡流和二次涡流，但轴向流动中旋流较弱。随锅炉负荷降低，汇集集箱内流动行为保持相似，但涡流与旋流的强度减弱。

b. 汇集集箱内工质静压沿主流方向降低。但在管径较大的出口集箱中，工质静压呈波浪式降低。随锅炉负荷降低，汇集集箱的集箱效应(单位长度集箱上的静压差)明显降低。在相同的锅炉负荷下，集箱效应随集箱管径尺度增大而增大。

c. 与水动力标准中公式的计算结果相比，本文数值模拟获得的汇集集箱静压偏低，在管径较大的出口集箱中偏低约 50%，在管径较小的引出管中偏低约 20%。锅炉负荷变化对二者相对偏差的影响较小，集箱管径变化对二者相对偏差的影响较大。

参考文献：

- [1] 国家能源局. 国家能源局发布 2024 年全国电力工业统计数据 [EB/OL]. (2025-01-21). <https://www.nea.gov.cn/20250121/097bfd7c1cd3498897639857d86d5dac/c.html>.
- [2] 中国电力企业联合会. 中国电力行业年度发展报告 2024[EB/OL]. (2024-07-11). <https://www.cec.org.cn/detail/index.html?3-341659>.
- [3] BAJURA R A. A model for flow distribution in manifolds[J]. *Journal of Engineering for Power*, 1971, 93(1): 7-12.
- [4] BAJURA R A, JONES JR E H. Flow distribution manifolds[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 1976, 98(4): 654-665.
- [5] BASSIOUNY M K, MARTIN H. Flow distribution and pressure drop in plate heat exchangers-II Z-type arrangement[J]. *Chemical Engineering Science*, 1984, 39(4): 701-704.
- [6] 赵镇南. 集管系统压力与流量分布的研究 (II)——Z 型布置时的分析解 [J]. *太阳能学报*, 2001, 22(3): 363-366.
- [7] 上海机械学院锅炉教研组. 单相流体在并联管组中的流量分布和热偏差的理论及计算 [J]. *锅炉技术*, 1974(10): 2-22.

- [8] 王峻晔, 章明川, 吴东棣. 锅炉分配集箱速度分布对流量分配的影响 [J]. *中国电机工程学报*, 1999, 19(5): 9–12, 38.
- [9] 牛天况, 顾凯棣, 高安国, 等. 大型电站锅炉过热器和再热器壁温计算方法的改进 [J]. *锅炉技术*, 1985(2): 14–27.
- [10] WANG J Y. Pressure drop and flow distribution in parallel-channel configurations of fuel cells: Z-type arrangement[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2010, 35(11): 5498–5509.
- [11] WANG J Y. Theory of flow distribution in manifolds[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2011, 168(3): 1331–1345.
- [12] 王恩禄, 田子平, 缪正清. 分配集箱静压分布参数 C_f 值的理论分析 [J]. *动力工程*, 1997, 17(3): 26–31, 70.
- [13] 王恩禄, 田子平, 缪正清, 等. 汇集集箱静压分布参数 C_h 值的理论分析 [J]. *动力工程*, 1997, 17(6): 73–78.
- [14] 罗永浩, 杨世铭. 锅炉管组集箱静压分布的离散模型 [J]. *动力工程*, 1997, 17(3): 32–36, 70–71.
- [15] KARALI M A, ALHARTHI M A, REFAEY H A. Influence of using different tapered longitudinal section manifolds in a Z shaped flat plate solar collector on flow distribution uniformity[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2022, 33: 101922.
- [16] ZHUANG X R, XU X H, LI L, et al. Numerical investigation of a multichannel reactor for syngas production by methanol steam reforming at various operating conditions[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2020, 45(29): 14790–14805.
- [17] ZHOU J, DING M, BIAN H Z, et al. Characteristics of flow distribution in central-type compact parallel flow heat exchangers with modified inlet and header[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 166: 114636.
- [18] KALLATH H, KHOLI F K, JIN Q Y, et al. Numerical study of the flow uniformity inside the high-pressure side manifolds of a cooled cooling air heat exchanger[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2021, 189: 116645.
- [19] JIN D H, YAN J W, LIU X, et al. Prediction of tube temperature distribution of boiler platen superheater by a coupled combustion and hydrodynamic model[J]. *Energy*, 2023, 279: 128116.
- [20] YANG Z, SONG G L, CAI J, et al. Investigation of heat transfer characteristics and optimization design of platen superheaters in the furnace of a 350 MWe supercritical CFB boiler[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2025, 258: 124613.
- [21] RADHAKRISHNAN K, PARK J S. Flow and heat transfer characteristics of superheater tube of a pulverized coal-fired boiler using conjugate heat transfer modeling[J]. *Energies*, 2024, 17(5): 1161.
- [22] Fluent Inc. *Fluent 6.3 user's guide*[M]. Lebanon: Fluent Inc., 2006.
- [23] JB/Z 201–83, 电站锅炉水动力计算方法 [S]. 上海: 上海发电设备所, 1983.

(编辑: 董 伟)