

蒸汽吹灰器吹扫过程的瞬态模拟与性能优化

姚钰闽, 吴东垠

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 针对传统吹灰器模型无法同时模拟吹灰器内流场和吹扫清灰过程, 构建了吹灰器射流模型和吹灰器吹扫模型, 对具有完整结构的吹灰器的吹灰射流及其吹扫管束的过程进行瞬态仿真, 研究了吹灰器与管束的间距、管子布置方式和管子间距等因素对吹灰效果的影响, 并引入峰值冲击压力和有效清灰面积等指标衡量锅炉清灰效果。研究表明: 管束与吹灰器的间距从 250 mm 增至 350 mm, 射流作用在管壁的峰值冲击压力减小, 最大有效清灰面积下降了 67.38%, 间距增至 400 mm 时, 射流已基本失去清灰能力。错列管束不会出现吹空现象, 比顺列管束节省吹灰蒸汽。吹灰器布置在管子对称面的正上方, 因为喷管和管束的间距要比将吹灰器布置在相邻两列管子的中间时小, 峰值冲击压力更大, 两种吹灰器布置方式对位于吹灰器正下方的后排管子清灰效果相近, 综合来看吹灰器布置在管子对称面的正上方更优。管子之间的间距从 70 mm 增至 100 mm, 虽然会减小第 1 排管子对吹灰射流的阻碍, 二次射流能够从侧面冲刷到第 2 排管子上, 但同时射流前进的距离增加, 总压损失变大, 两侧管子的最大有效清灰面积降低了 10.3%, 发生吹空的区域也增大, 因此小间距的管束清灰效果更好, 蒸汽利用效率也高。

关键词: 蒸汽吹灰器; 射流; 锅炉清灰; 瞬态模拟

中图分类号: TK223.27 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202511014 **文章编号:** 0253-987X(2025)11-0144-11

Transient Simulation and Performance Optimization of Steam Soot Blower Purge Cleaning Process

YAO Yumin, WU Dongyin

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: Traditional soot blower models cannot simultaneously simulate the internal flow field of the soot blower and the process of soot cleaning. In this study, a soot blower jet model and a soot blower cleaning model are constructed to perform transient simulations on the soot blower jet and the cleaning process of tube bundles with a complete soot blower structure. The effects of factors such as the distance between the soot blower and the tube bundle, tube arrangement patterns, and tube spacing on soot cleaning effectiveness are studied. Indicators such as peak impact pressure and effective cleaning area are introduced to evaluate the cleaning performance. The results show that as the distance between the tube bundle and the soot blower increases from 250 mm to 350 mm, the peak impact pressure of the jet on the tube wall decreases, and the maximum effective cleaning area decreases by 67.38%. When the distance increases to 400 mm,

the jet essentially loses its cleaning capability. A staggered tube bundle arrangement prevents blow-through and also saves steam compared to inline tube bundle arrangements. Placing the soot blower directly above the symmetry plane of the tubes, where the nozzle-to-tube distance is shorter compared to positioning it between two adjacent tube rows, results in higher peak impact pressure. Both soot blower placement methods perform similarly in cleaning the rear tubes located directly below the soot blower. However, overall, it is preferable to place the soot blower directly above the symmetric plane of the tubes. When the spacing between tubes increases from 70 mm to 100 mm, while the obstruction of the first row of tubes to the soot blower jet is reduced, thereby allowing secondary jets to strike the second row of tubes from the side, the jet's longer travel distance increases total pressure loss. Consequently, the maximum effective cleaning area on the side tubes decreases by 10.3%, and the blow-through zone also expands. Thus, tube bundles with smaller spacing achieve better cleaning results and higher steam utilization efficiency.

Keywords: steam soot blower; jet; boiler ash removal; transient simulation

大型燃煤锅炉都安装了吹灰器,定期清扫管束,长杆式蒸汽吹灰器是应用最广泛的吹灰装置^[1-2]。长杆式蒸汽吹灰器由内管和外管组成,内管引入吹灰蒸汽,外管布置吹灰孔。内管一直布置在炉外,未吹灰时,外管也置于炉外;吹灰时,外管沿着轴向螺旋前进伸入炉内,同时吹灰蒸汽经过外管设置的拉瓦尔喷管,压力能转化为动能,形成超声速蒸汽射流,冲击管束表面的积灰层,形成巨大的滞止压力,使积灰碎裂脱落^[3],完成清扫。吹灰过程的蒸汽消耗量为锅炉蒸发量的 5%~12%^[4]。因此,设计合理的喷管结构,针对不同的管束形状选取最佳的吹灰器布置方式,提高吹灰效率并减少蒸汽消耗是核心问题。

吹灰的有效性受到吹灰介质的种类和参数、吹灰喷管的设计、积灰的强度等多种因素的影响^[5]。采用实验方法虽然结果比较精确,但是实验周期长且过程繁琐^[6],数值模拟方法具有优势。卢权等^[7]开发了一种新型分级吹灰器,能够使射流更加均匀,并模拟优化吹灰器的性能,验证了新方案的优越性。李文华等改造了吹灰器,模拟验证了将工质改为压缩空气后,吹灰射流对管壁的吹损有所缓解^[8]。Emami 等^[9-10]开发了一种适用于超声速吹灰射流的湍流模型,将喷管的数值模拟结果与实验结果对比,验证了模型的有效性,还在流场中加入了管束和积灰的几何模型,研究了射流的冲击作用。You^[11]通过流固耦合的稳态仿真研究了当吹灰射流从不同角度冲击管束表面的积灰时,吹灰射流的流动特性和积灰的内部应力分布。

现有吹灰器仿真的建模方式主要分为两类:

一类是仅计算单个拉瓦尔喷管^[12-18],该模型忽略了吹灰器外管的结构,无法得到外管内的流场分布,难以研究不同的喷管数和布置方式对吹灰器整体性能的影响;另一类则对吹灰器外管进行了整体建模计算^[7,10-11],但不考虑吹灰过程中外管的旋转运动,将瞬态的气流扫掠并且冲击管束的过程简化为了稳态气流冲击管束过程。这两类模型与实际的吹灰器工作情况都存在较大差异,因此本文先仿真了吹灰器射流得到精确的射流参数,再采用滑移网格技术模拟蒸汽吹灰器的吹扫过程,研究了吹灰器与管束的间距、管子的布置方式和间距等因素对吹灰过程的影响,通过有效清灰面积评价吹灰效果,为吹灰器的设计选型和改进提供参考。

1 几何模型与数学模型

1.1 几何模型

本文模型分为吹灰器射流模型和吹灰器吹扫模型,图 1 为这两种模型的结构示意图。吹灰器射流模型是吹灰器外管内部结构的完整建模,并截取一段外管管壁和一个拉瓦尔喷管。为了减小射流在非设计工况下产生的激波结构对能量的耗散,拉瓦尔喷管按吹灰蒸汽参数设计为完全膨胀^[19-20],其结构参数见表 1,外管内径为 80 mm,截取的一段外管入口到喷管中心线的 x 方向距离为 400 mm。吹灰器吹扫模型包括静止的局部烟道区域和旋转运动的吹灰器区域,吹灰器经过简化,无内部结构,只有外形轮廓,以喷管出口作为计算区域的入口,在烟道内布置管束。

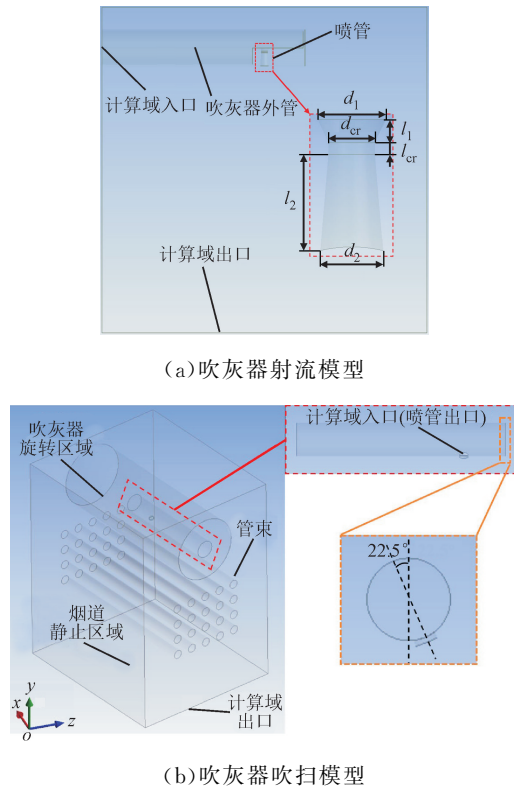


图 1 吹灰器射流模型和吹灰器吹扫模型的结构示意图
Fig. 1 Structural diagram of jet model of soot blower and purge model of soot blower

表 1 拉瓦尔喷管的结构参数

Table 1 Structural parameters of Laval nozzle

结构参数	数值
入口直径 d_1 /mm	23.46
渐缩段长度 l_1 /mm	8
喉部直径 d_{cr} /mm	16
喉部长度 l_{cr} /mm	4
出口直径 d_2 /mm	21.61
扩张段长度 l_2 /mm	28

忽略管束上的积灰厚度和形状,本文仅从射流与管束之间流体力学作用研究吹灰过程。计算初始时刻,吹灰器喷管的轴线与 y 轴的夹角为 22.5° 。计算开始后,吹灰器区域以 x 轴为旋转轴,顺时针旋转 45° 后停止,完成清扫过程的局部模拟,忽略外管沿轴向前进的运动过程。在吹灰器吹扫模型中,吹灰器与管束的间距定义为吹灰器的中心轴与第 1 排管子的水平对称面的垂直距离。管子间距定义为相邻两列管子垂直对称面的水平距离。

为了方便表述,对管子进行编号,图 2 为管子编号示意图,列以 1~5 数字自左至右依次编号,行以

a、b、c、d 字母自上到下依次编号,单根管子的编号为所处位置的行和列的编号组合,例如第 1 排第 3 根管子的编号为 a3。

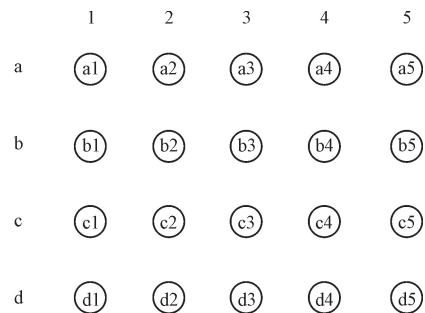


图 2 管子编号示意图
Fig. 2 Piping numbering diagram

如图 3 所示,吹灰器可布置在管子 a3 的正上方或布置在管子 a2 和 a3 的中线上。将前一种布置方式称为 A 方式,后一种称为 B 方式。

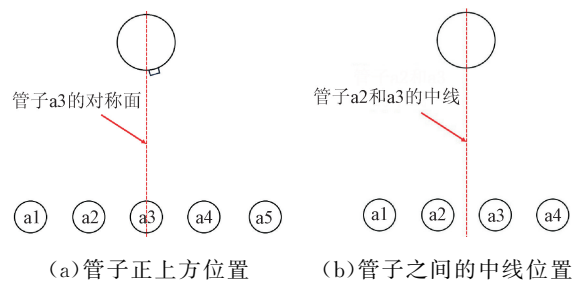


图 3 吹灰器布置位置示意图

Fig. 3 Diagram of the location of the soot blower

1.2 数值模型与边界条件

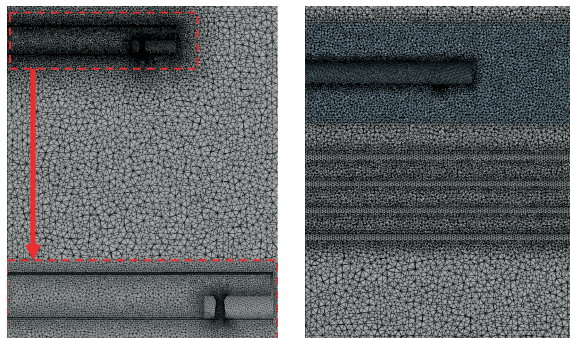
本文采用 SST $k-\omega$ 湍流模型进行模拟计算。吹灰射流模型的入口为压力边界条件,压力为 0.8 MPa,温度为 670 K;吹灰器吹扫模型的入口为速度边界条件,取吹灰射流模型的喷管出口处的平均速度和温度作为入口速度和温度。射流模型和吹扫模型的出口均为压力边界条件,表压为 0。计算域入口和出口的位置如图 1 所示。在吹扫模型中,将吹灰器旋转区域作为滑移网格区域,转速为 30 r/min。求解过程基于瞬态的密度基求解器,因为蒸汽压力远小于其临界压力而且温度较高,符合低压、高温的条件,该条件下的真实气体效应不明显,可采用理想气体模型计算气体密度^[21]。

蒸汽吹灰器的流动包括蒸汽外管内流动、喷管内的膨胀加速、喷管外的掺混减速和冲击管束吹灰等过程。采用吹灰器射流和吹扫模型分别模拟射流的膨胀加速过程和扫掠吹灰过程,可以解决两种模

型的时间步长量级不一致的难题。吹灰射流模型的计算包含蒸汽流在喷管中从低速加速至超音速的过程,该过程的速度梯度很大,因此采用 10^{-6} s 的时间步长以确保计算能够稳健地收敛;射流离开喷管出口后,与周围流体卷吸掺混的减速过程速度梯度相对较小,能够在 0.5 ms 的时间步长上使计算收敛。两种模型的计算时间步长存在量级的差异,如果用一种模型同时模拟射流的膨胀加速过程和扫掠吹灰过程,选取小的时间步长会使吹灰器旋转 45° 所需时间步数达到 25 万,模拟单个案例的计算量太大;选取大的时间步长会导致计算过程无法稳定收敛,甚至发散。因此,可以利用两种模型,先根据实际吹灰器的几何结构建模,使用计算量大的吹灰器射流模型确定射流参数,然后在计算量较小的吹灰器吹扫模型上灵活改变管束布置,研究吹灰器的运动和清灰过程。该方法既考虑了吹灰器结构对射流参数的影响,又模拟了吹扫过程,同时计算总量大大减小,效率明显提高。

1.3 网格划分与网格无关性验证

采用 Workbench Mesh 软件分别对吹灰器的射流和吹扫模型进行网格划分。射流模型局部加密喷管区域网格,吹扫模型局部加密吹灰器旋转区域和管束区域网格,网格划分如图 4 所示。在网格无关性验证过程中,射流模型选取射流稳定后的喷管出口平均速度作为验证指标,吹扫模型选取 $t=0.12$ s 时的管壁峰值冲击压力作为验证指标,当验证指标随网格数的变化率小于 2% 时视为网格无关。网格无关性验证结果如图 5 所示,确定吹灰器射流和吹扫模型选用的网格数分别为 2 553 753 和 2 001 671。



(a) 吹灰器射流模型

(b) 吹灰器吹扫模型

图 4 吹灰器射流模型和吹灰器吹扫模型的网格

Fig. 4 Grid diagram of soot blower jet model and soot blower purge model

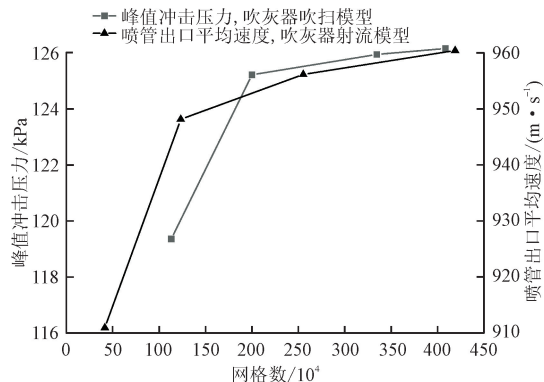


图 5 网格无关性验证

Fig. 5 Grid independence verification

1.4 案例验证

吹灰器射流模型参考 Panda 等的超声速射流实验验证数值模型^[22]。在实验用拉瓦尔喷管进行完全相同的几何建模后进行计算,模拟结果与实验结果的对比如图 6 所示。由图可见,仿真与实验的结果非常吻合,数值模型有效地捕捉了射流的激波位置,射流轴向速度误差控制在 10% 以内,可见本文所采用的数值模型能够高精度地模拟喷管射流。

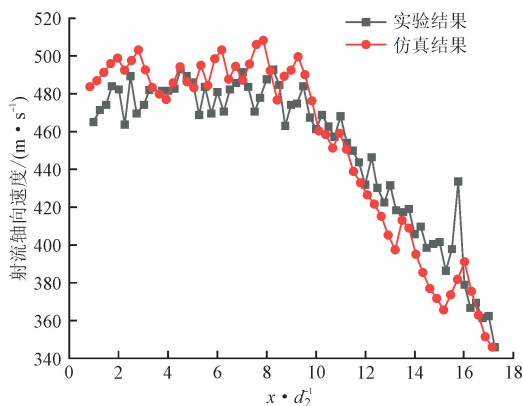


图 6 射流轴向速度的实验结果与仿真结果的对比

Fig. 6 Comparison between experimental results and simulation results of jet axial velocity

1.5 吹灰器吹扫模型入口参数的确定

外管的内部结构会影响喷管入口处的蒸汽压力和速度等流动参数,从而使喷管出口处的射流参数偏离理论值。通过理论计算很难分析外管内部结构对流动参数的影响,而且一种模型也很难同时模拟射流的膨胀加速过程和扫掠吹灰过程。

为了使吹灰器吹扫模型选用的射流参数更加精确,需要利用经过验证的吹灰器射流模型模拟蒸汽在外管内的流动过程和在内管内膨胀加速形成射流的过程,得到射流的流场分布情况,以确定吹灰器吹扫模型的入口参数作为计算依据。图 7 为吹灰器射

流模型的速度分布云图。吹灰器吹扫模型所采用的速度入口为均匀出流,为了使吹灰器吹扫模型和吹灰器射流模型的射流特征更加接近,在吹灰器射流模型的喷管出口处取截面平均值,该处射流平均速度为 1 066.14 m/s,温度为 439.31 K,作为吹灰器吹扫模型的入口边界条件。

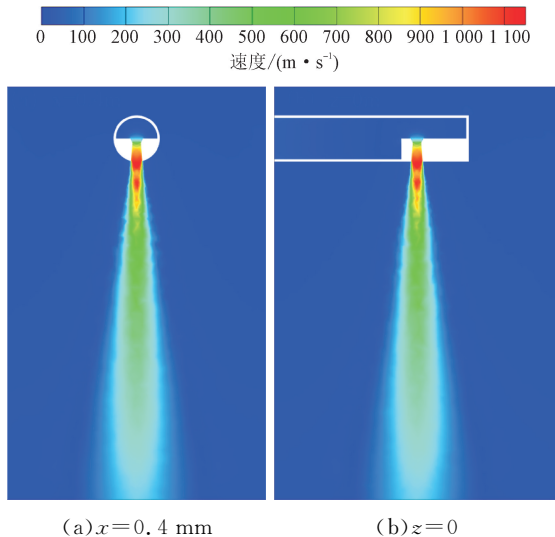


图 7 吹灰器射流模型的速度分布云图

Fig. 7 Velocity distribution diagram of jet model of soot blower

1.6 清灰效果评估指标

在以往的研究中,吹灰器射流的强度通常由峰值冲击压力^[23]来表征。峰值冲击压力是射流中心线的总压,当射流冲击管壁表面的积灰层时,峰值冲击压力能够反应射流作用在积灰层的压力大小,进而间接衡量其吹灰效果。积灰的去除涉及多种机制的共同影响,其中脆性断裂的作用尤为关键^[24]。只有当射流冲击的峰值压力大于一定值时,才会使积灰内部的裂纹进一步扩大,进而使积灰破碎解体清除积灰。Kaliazine 等^[25]实验发现,当峰值冲击压力大于两倍的积灰抗拉强度时,吹灰器射流能够使积灰发生破裂,进而去除积灰,本文以此作为有效清灰的条件

$$p \geq 2S_t \quad (1)$$

式中: p 为峰值冲击压力; S_t 为积灰的抗拉强度。

对于尾部受热面的多孔脆性积灰, Kaliazine 等^[25]指出其抗拉强度一般为 20 kPa, 本文以此作为参考, 将射流中总压大于 40 kPa 的部分称为有效清灰射流, 离开喷管的射流中只有包含在有效清灰射流内的这一部分才具有吹灰作用。本文定义任意时刻有效清灰射流与管壁相交处的面积为有效清灰面积, 该参数代表该时刻被完全清除的积灰面积, 用以

显示射流的作用范围, 与速度和峰值冲击压力等间接指标相比能够更加精确地量化吹灰能力。

2 蒸汽吹灰器吹扫过程的模拟结果

2.1 吹灰器与管束间距的影响

通过表 2 所示的案例来研究吹灰器中心线与管束的间距对吹灰效果的影响。设定工况 1 为标准工况, 吹灰器与管束的间距为 250 mm, 排列方式为顺列, 吹灰器采用 A 方式布置, 管子间距为 80 mm, 管子直径为 40 mm, 其他工况基于工况 1 进行变更。

表 2 吹灰器与管束的间距

Table 2 Parameters of distance between soot blower and tube bundle

工况	吹灰器与管束的间距/mm
1(标准工况)	250
2	300
3	350
4	400

图 8 为吹灰器和管束间距变化时的速度分布, 图 9 为吹灰射流的示意图。如图 8 和图 9 所示, 当吹灰射流的一次射流冲击第 1 排管壁时, 受到管壁的阻挡, 一次射流会发生分裂形成二次射流。由于一次射流抵达管壁时的速度很高, 在管壁表面形成的二次射流的边界层处于湍流状态。湍流边界层的掺混能力强, 内层的流体微团能够从外层获取能量以抵抗由沿流向的压力差所产生的逆压梯度的作用, 边界层的分离点后移。

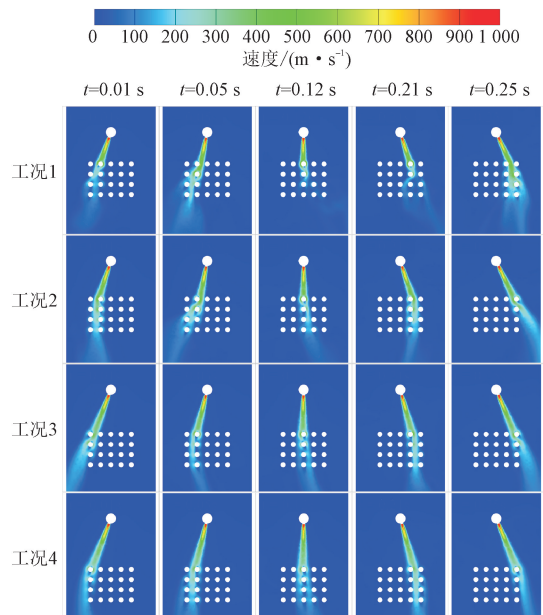


图 8 吹灰器与管束间距变化时的速度分布云图

Fig. 8 Velocity distribution when spacing changes

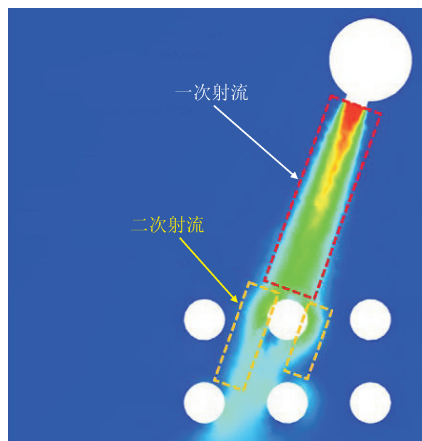


图 9 吹灰射流发展示意图

Fig. 9 Schematic diagram of primary jet and secondary jet

此外,二次射流的卷吸作用会在射流与管壁之间形成低压区,使其被射流两侧的压差力拉向管子并且附着在管壁上,该过程被称为康达效应。在湍流边界层和康达效应的共同影响下,二次射流沿着管子壁面进一步发展,从而导致射流方向相较于一次射流发生偏转。以间距 250 mm 为例,在 0.01、0.12 和 0.21 s 时,吹灰喷管的中心线与管子 a2、a3 和 a4 对称面的重合度较高,一次射流正面冲击管子,管子壁面对射流的滞止作用强,形成的二次射流强度弱,偏转幅度大。在 0.05 和 0.25 s 时,喷管的中心线大幅度偏离了管子 a2 和 a4 的对称面,入射区域位于管子 a2、a3 以及 a4、a5 之间,使得一次射流与第 1 排管子的接触面减小,第 1 排管子的滞止作用减弱,形成的二次射流速度更高,偏转幅度较小。

图 10 为间距变化时峰值冲击压力的分布。图 10 中,吹灰射流的峰值冲击压力曲线呈现中心对称,存在 3 个极大值点,分别对应于射流中心线与管子 a2、a3 和 a4 的对称面重合的时刻。由于一次射流从吹灰器喷口到达管子 a2 和 a4 的距离相等,两侧的极大值点数值基本相等,以间距 250 mm 为例,冲击压力分别为 110.61 和 105.78 kPa,相差仅 4.5%。管子 a3 位于吹灰器的正下方,距离最近,一次射流扫过其对称面时峰值冲击压力达到最大值,为 125.21 kPa。当一次射流扫过管子 a2、a3 和 a4 的对称面后,随着射流中心线与对称面的偏移程度增大,峰值冲击压力减小。当吹灰器与管束的间距较小(如 250 mm)时,在 3 个极大值点之间的区域,峰值冲击压力和有效清灰面积的变化趋势存在着一些波动。这是因为,一次射流射入相邻两列管子之间,某一时刻具有较高速度的二次射流经过偏转后

能够正面冲击第 2 排管子并清灰,峰值冲击压力和有效清灰面积也会随着二次射流接触或脱离第 2 排管子壁面而发生波动。随着吹灰器与管束的间距增大,二次射流的强度减弱,即使接触到第 2 排管子也无法进行清灰,极值点之间区域内的峰值冲击压力和有效清灰面积的变化趋势便趋于稳定,波动消失。当一次射流入射点与相邻两列管子的中线相交时,射流几乎不与两侧的第 1 排管子接触,同时二次射流的偏转角度达到最小,流向基本与两列管子平行,峰值冲击压力达到最小,出现吹空现象。在发生吹空后,一次射流的中心线又逐渐与第 1 排的相邻管子的对称面重合,峰值冲击压力再度上升,在完全重合时再次达到极大值。然后,峰值冲击压力随着射流中心线与管子对称面的偏离程度增大而再次减小,直到再次发生吹空,整个过程呈现周期性。管束对称布置在第 3 列管道的两侧,峰值冲击压力的变化曲线以射流扫过管子 a3 对称面的时刻为基准呈现对称分布。

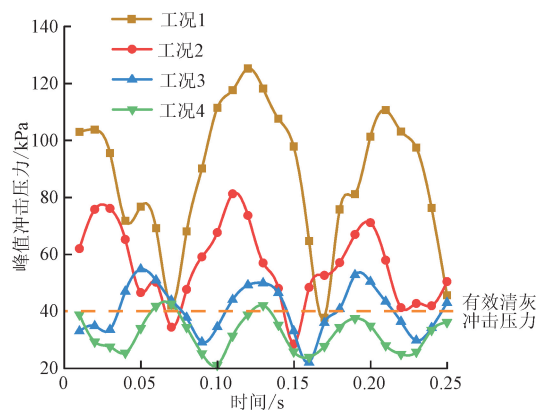


图 10 吹灰器与管束间距变化时的峰值冲击压力分布

Fig. 10 Peak impact pressure with spacing variation

图 10 显示当管束与吹灰器的间距扩大时,各时刻的峰值冲击压力迅速减小。这是因为在接触管壁前,一次射流在空间的行进距离增大,与周围流体发生更多的掺混,卷吸周围的烟气,致使射流能量衰减,总压降低。当距离从 250 mm 增加至 350 mm 时,射流在管束上大部分区域内的峰值冲击压力都小于 40 kPa,只有 3 个极大值点附近的区域符合清灰条件;距离 400 mm 时则只有峰值冲击压力的最大值能够超过 40 kPa,其他压力均较小。

图 11 和图 12 分别为间距变化时的有效清灰面积和有效清灰射流分布。图 10 和图 11 显示,吹灰器和管束的间距在 250~300 mm 时,有效清灰射流能够与第 1 排管壁充分接触,有效清灰面积的最大值达到了 3 280 mm²。当距离增加到 350 mm 时,有效吹灰射

流无法接触到最外侧的第 1 和第 5 列管子,到达管子 a2、a3 和 a4 壁面上的射流半径也明显减小,与管子的接触面积大大降低,有效清灰面积的最大值降至 $1\,069.93\text{ mm}^2$,降幅为 67.38%。距离进一步增大至 400 mm 时,有效清灰射流几乎与管束没有接触,有效清灰面积的最大值为 210.64 mm^2 ,仅为距离 250 mm 时的 6.4%,基本失去了清灰能力。

因此,吹灰器与管束之间的间距应该控制在有效清灰射流的射程范围之内,并且使有效清灰射流尽可能地覆盖后排管子,使后排管子的积灰能够得到清理。如果吹灰器与管束之间的间距超过了有效清灰射流的射程,虽然吹灰射流仍然能够接触到管壁,但是由于总压下降,已经难以清除管壁上的积灰,吹灰射流也就失去了作用。

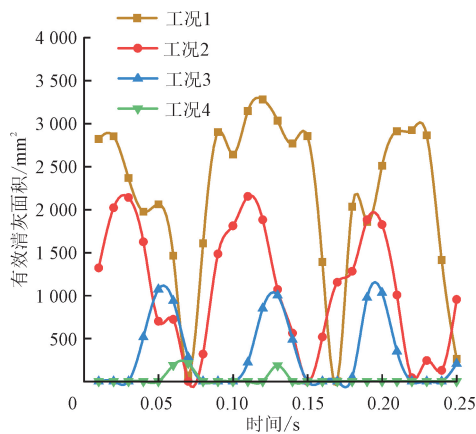


图 11 吹灰器与管束间距变化时的有效清灰面积分布
Fig. 11 Effective ash clearing area when spacing changes

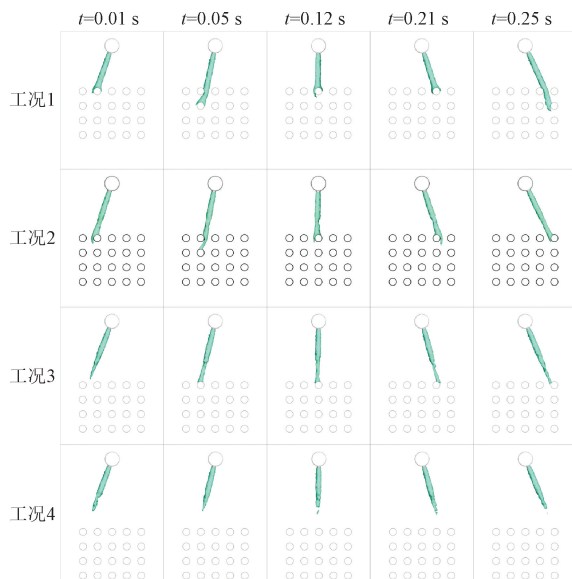


图 12 吹灰器与管束间距变化时的有效清灰射流分布
Fig. 12 Distribution of effective soot blowing air when spacing changes

2.2 管束排列和吹灰器布置位置的影响

通过表 3 所示的案例来研究管束排列和吹灰器布置位置对吹灰效果的影响。

表 3 管束的布置方式

Table 3 Arrangement of tube bundle	
工况	管束排列和吹灰器布置位置
1(标准工况)	顺列, A 方式
5	顺列, B 方式
6	错列, B 方式
7	错列, A 方式

首先对比错列和顺列的情况,如图 13 所示。一次射流冲击管壁后会向两侧分流,形成两股二次射流。当射流中心线和管子的对称面存在一定的夹角时,两股二次射流的强度不同,靠近喷管中心线的二次射流的强度更高。在顺列管束中,分流后的二次射流在流过第 1 排管子后,便在康达效应的作用下附着在了正下方的第 2 排管子的侧壁面,二次射流的偏转角度小,如工况 1 中 $t=0.12\text{ s}$ 时所示。错列管束的二次射流则能够沿着第 1 排管子的壁面前进更长的距离,偏转的角度更大,如工况 7 中 $t=0.12\text{ s}$ 所示。

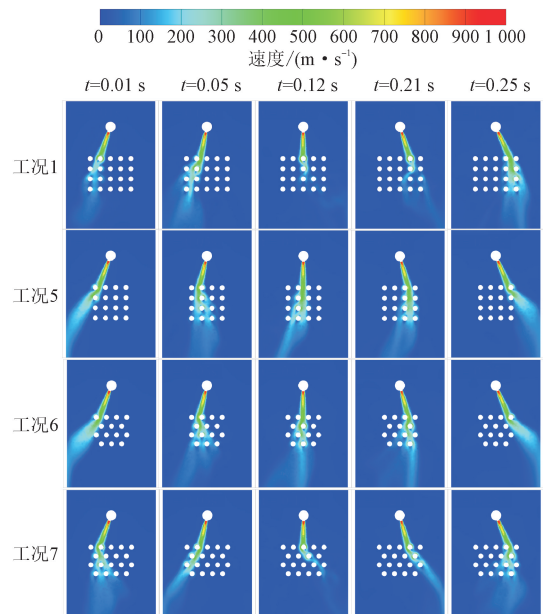


图 13 不同管束排列方式的速度分布
Fig. 13 Velocity distribution of different tube bundle arrangements

对照图 14 的有效清灰射流分布情况,在顺列的管束中,只有当射流中心线与管子对称面的偏离程度较大,而且第 1 排管子的阻碍作用较小时,靠近吹

灰器的第 2 排管子才能够被倾斜射入的二次射流清理,如工况 5 中 $t=0.01\text{ s}$ 的情形。在错列管束中,因为第 2 排管子布置在第 1 排的相邻两根管子之间,一次射流受到第 1 排管子的阻滞作用较小,当入射点接近相邻两根第 1 排管子的中心线时(如工况 6 的 $t=0.21\text{ s}$),其强度几乎不受第 1 排管子的影响,产生的二次射流仍保持着较高的速度,有效清灰射流能够正面冲刷到第 2 排管子。

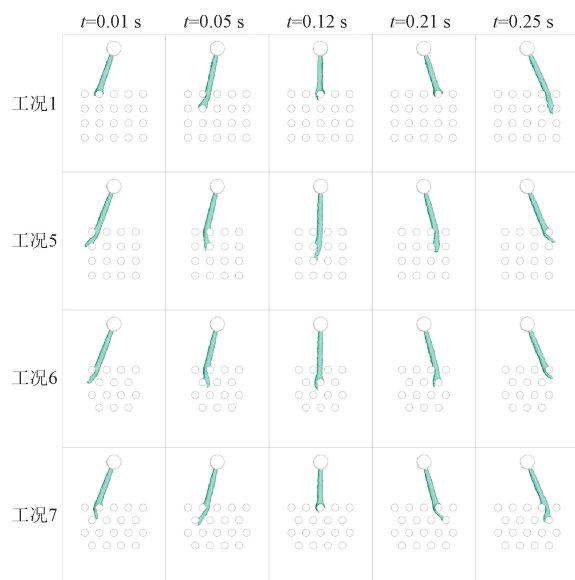


图 14 不同管束排列方式的有效清灰射流分布

Fig. 14 Distribution of effective ash blowing airflow in different bundle arrangements

图 15 和图 16 显示,在正面冲击第 1 排管子时,错列和顺列的清灰效果基本一致,峰值冲击压力和有效清灰面积都达到了该区域的极大值。在相邻两列管束之间的区域,因为顺列没有布置管子,并且此时二次射流的流向基本与两侧的管子平行,所以会出现吹空现象,峰值冲击压力大幅降低,几乎没有清灰效果;错列在此区域装设了第 2 排管子,当二次射流扫过时出现了峰值冲击压力的极大值点。在错列布置的管束中,由于一次射流在空间行进的距离更长,总压下降,因此第 2 排管子上的峰值冲击压力要显著低于两侧的第 1 排管子,但是仍然能够起到清灰效果。当射流离开第 2 排管子后,又随即冲刷到第 1 排的下一根管子上,于是峰值冲击压力再度上升,没有出现吹空现象。当吹灰器布置在管子 a3 的正上方上时,错列的峰值冲击压力最小值比顺列要高 26.51%,并且大于 40 kPa,这表明吹灰射流在扫过错列管束时能够对第 1 和第 2 排管子交替进行清理,吹灰蒸汽被充分利用,避免了吹空所造成的蒸汽浪费。

对比吹灰器以 A 方式和 B 方式布置的吹灰效

果。从图 15 和图 16 可见,无论是错列还是顺列,吹灰器以 A 方式布置时,峰值冲击压力的最大值出现在吹灰器喷管扫过管子 a3 的时刻;当吹灰器以 B 方式布置时,因为管子 a2 和 a3 与吹灰器的距离相同,所以喷管扫过这两根管子时都会出现峰值冲击压力的最大值。由于以 A 方式布置的管子与喷管之间的距离要小于 B 方式,所以峰值冲击压力更大,在顺列管束中要高出 5.2%,错列则为 4.5%。对于吹灰器正下方的管束,两种布置方式的差别不大。虽然在以 A 方式布置的管束中,一次射流无法直射到正下方的第 2 排管子 b3,但是当一次射流的角度略微偏离第 1 排管子 a3 的对称面时,产生的二次射流发生偏转后能够冲刷到第 2 排管子 b3 的壁面。在 B 方式中,二次射流能够几乎不受阻挡地斜射到第 2 排管子 b2 和 b3,但是其在空间中的行进距离较长,受到的掺混作用更强烈,总压损失变大,抵消了直射所带来的优势。参考顺列的案例,可以看出 $t=0.1\text{ s}$ 和 $t=0.15\text{ s}$ 时,两种吹灰器布置方式的有效清灰面积基本一致。

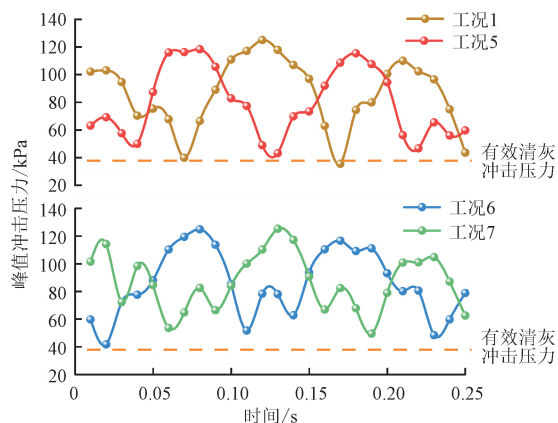


图 15 不同管束排列方式的峰值冲击压力

Fig. 15 Peak impact pressure of different tube bundle arrangements

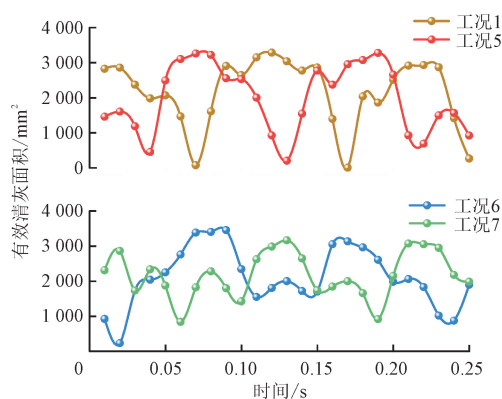


图 16 不同管束排列方式的有效清灰面积

Fig. 16 Effective cleaning area of different tube bundle arrangements

综上所述,错列的布置方式能够让后排管子的积灰也得到有效清理,同时没有吹空现象,对吹灰射流的利用率更高,节省蒸汽。无论是错列还是顺列,吹灰器采用A方式布置,管子和吹灰器的距离比B方式更近,峰值冲击压力会大一些,清灰效果更好。对于吹灰器正下方的管子,B方式并不会对吹灰效果有明显的提升。因此,从吹灰效果来看,受热面应错列布置,吹灰器要布置在管子a3的正上方(A方式)。

2.3 管子间距的影响

通过表4所示的案例来研究管子间距对吹灰效果的影响。

表4 不同工况下的管子间距

Table 4 Distance between tube bundles under different conditions

工况	管子间距/mm
8	70
1(标准工况)	80
9	90
10	100

如图17和图18所示,位于吹灰器正下方的第3列管子位置不变, $t=0.12\text{ s}$ 时,一次射流冲击管子a3的速度和位置基本相同。随着管子间距的增大,处于吹灰器两侧的第1列和第2列管子左移,第4列和第5列右移,吹灰器需要转过更大的角度才能吹扫到这几列管子。形成的二次射流进一步向下游流动时受到周围管排的挤压约束减小,流经管子之间的区域时能够夹带更多的低速流体,湍流混合区扩大。虽然管子间距扩大后,一次射流在流经相邻

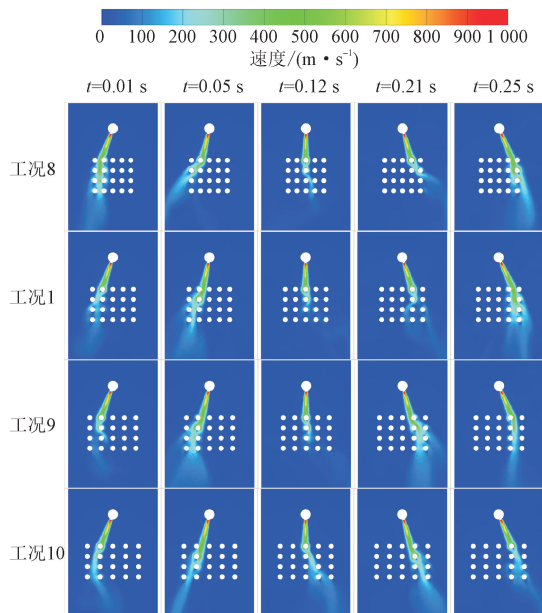


图17 不同管子间距的速度分布

Fig. 17 Velocity distribution with different pipe spacings

的两列管子之间时所受的阻碍作用减小,二次射流的强度增加,偏转角度减小,与两侧的第2排管子如b2和b4的接触面积增大,但是射流在空间中的行进距离也上升,湍流掺混所造成的总压损失变大。

如图19和图20所示,两侧第2和第4列管束上的峰值冲击压力和有效吹灰面积随着管子间距的增大而减小,当管子间距从70 mm增大至100 mm时,峰值冲击压力的最大值下降了6.5%,有效清灰面积的最大值下降了10.3%。同时,两侧的曲线峰值也逐渐向远离中间峰值的方向移动,这说明发生吹空现象的区域随着间距的增加而扩大,有更多的吹灰蒸汽被浪费在相邻两列管子之间的区域。综上所述,管子之间的间距扩大会导致清灰效果的下降,同时吹空现象也更加严重,密集的管排更有利于清灰。

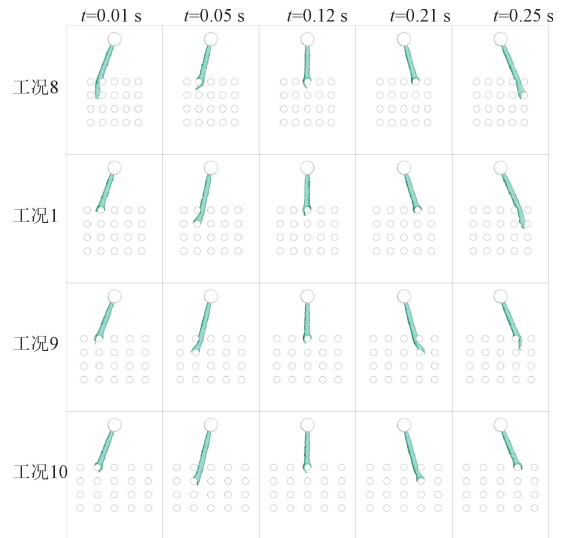


图18 不同管子间距的有效清灰射流分布

Fig. 18 Distribution of effective ash cleaning airflow with different pipe spacings

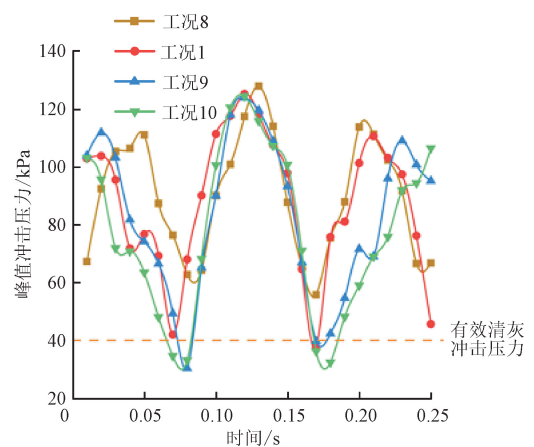


图19 不同管子间距的峰值冲击压力分布

Fig. 19 Peak impact pressure distribution with different pipe spacings

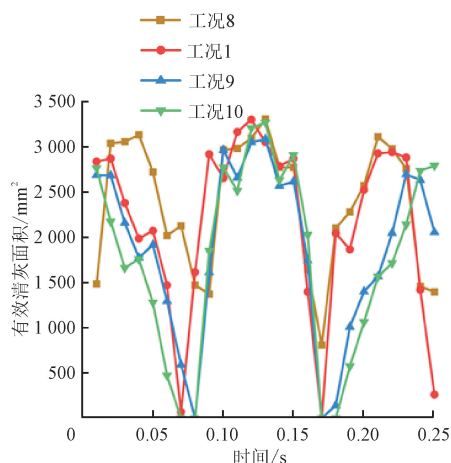


图 20 不同管子间距的有效清灰面积分布

Fig. 20 Distribution of effective ash cleaning area with different pipe spacings

3 结论与展望

本文建立了吹灰器射流模型和吹灰器吹扫模型,使用经过验证的吹灰器射流模型获取精确的射流参数,以吹灰器射流模型的喷管出口平均参数作为入口边界条件,采用滑移网格技术对蒸汽吹灰器的吹扫过程进行了瞬态模拟,研究了吹灰器与管束间距、管子布置方式和管子间距等因素对吹灰过程的影响,并且通过峰值冲击压力和有效清灰面积等来定义吹灰效果。得到以下结论。

(1)当管束与吹灰器的间距扩大时,吹灰效果变差,甚至会失去清灰能力。为保证有效吹灰,管束与吹灰器的间距应小于有效清灰射流的长度。

(2)为提升吹灰效率和节省吹灰蒸汽,应尽量使用错列管束,并采用 A 方式布置吹灰器。

(3)在实际使用的过程中,应当在保证管子不容易积灰的情况下尽可能缩小管子之间的间距,以节省吹灰蒸汽。

未来可以根据实际积灰形态细化建模,研究几何形状不规则的积灰对射流流场的影响。还可以开展流固耦合仿真,对射流冲击下的积灰碎裂脱落过程进行分析,进一步阐明清灰机制。

参考文献:

- [1] TRAN H, TANDRA D. Recovery boiler sootblowers: history and technological advances [J]. Tappi Journal, 2015, 14(1): 51-60.
- [2] 张广才, 王一坤, 柳宏刚, 等. 大型燃煤电站锅炉吹灰技术与应用现状 [J]. 华电技术, 2017, 39(3):

12-15.

ZHANG Guangcai, WANG Yikun, LIU Honggang, et al. Boilersoot blowing technology and application status of large coal-fired power station [J]. Huadian Technology, 2017, 39(3): 12-15.

- [3] 李世军. 锅炉吹灰器选型和布置原则探讨 [J]. 电站辅机, 2015, 36(3): 22-25.

LI Shijun. Discussion of selection and arrangement of boiler sootblower [J]. Power Station Auxiliary Equipment, 2015, 36(3): 22-25.

- [4] KALIAZINE A, CORMACK D E, TRAN H, et al. Feasibility of using low pressure steam for sootblowing [J]. Pulp & Paper Canada, 2006, 107(4): 34-38.

- [5] POPHALI A, EMAMI B, BUSSMANN M, et al. Studies on sootblower jet dynamics and ash deposit removal in industrial boilers [J]. Fuel Processing Technology, 2013, 105: 69-76.

- [6] POPHALI A. Interaction between a supersonic jet and tubes in Kraft recovery boilers [D]. Toronto, Canada: University of Toronto, 2011.

- [7] 卢权, 李延兵, 郝剑, 等. 基于数值模拟的高效分级蒸汽吹灰器开发 [J]. 热力发电, 2017, 46(7): 92-96.
- LU Quan, LI Yanbing, HAO Jian, et al. Development and numerical simulation for a high efficiency steam soot blower [J]. Thermal Power Generation, 2017, 46(7): 92-96.

- [8] 李文华, 鲍听, 沈利, 等. 管式 GGH 蒸汽吹灰器改造数值模拟及工程验证 [J]. 热力发电, 2020, 49(3): 118-123.

LI Wenhua, BAO Ting, SHEN Li, et al. Numerical simulation and practical verification of soot-blowing system retrofitting for tubular gas-gas heater [J]. Thermal Power Generation, 2020, 49(3): 118-123.

- [9] EMAMI B, BUSSMANN M, TRAN H, et al. Advanced CFD simulations of sootblower jets [EB/OL]. (2025-03-01) https://bussmann.mie.utoronto.ca/wp_content/uploads/2010-ICRC-Emami Bussmann Tran-Tandra.pdf.

- [10] EMAMI B. Numerical simulation of Kraft recovery boiler sootblower jets [D]. Toronto, Canada: University of Toronto, 2009.

- [11] YOU Shenglong. Numerical modeling of recovery boiler deposit removal under sootblower jet impingement [D]. Toronto, Canada: University of Toronto, 2020.

- [12] 冯庆伟. 蒸汽射流喷嘴设计与试验研究 [J]. 石油矿场机械, 2015, 44(6): 43-46.

FENG Qingwei. Design and experimental analysis of steam jet nozzle in cleaning heavy oil pipeline [J]. Oil

- Field Equipment, 2015, 44(6): 43-46.
- [13] 党睿, 高勇, 樊康康, 等. 新型蒸汽喷嘴数值模拟研究 [J]. 当代化工, 2018, 47(12): 2617-2620.
- DANG Rui, GAO Yong, FAN Kangkang, et al. Study on numerical simulation of new steam nozzle [J]. Contemporary Chemical Industry, 2018, 47(12): 2617-2620.
- [14] 赵宏星, 卢耀辉, 王北昆, 等. 气流清扫的超音速喷管气动设计及其性能的对比分析 [J]. 装备环境工程, 2023, 20(8): 90-97.
- ZHAO Hongxing, LU Yaohui, WANG Beikun, et al. Aerodynamic design and performance comparison of supersonic nozzle using airflow sweeping [J]. Equipment Environmental Engineering, 2023, 20(8): 90-97.
- [15] VAN BANNING D H C, VAN DER GELD C W M, BROOS P J C, et al. An assessment of nozzles for steam attemperation [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2014, 55: 86-94.
- [16] BUSSMANN M, EMAMI B, TANDRA D, et al. Modeling of sootblower jets and the impact on deposit removal in industrial boilers [J]. Energy & Fuels, 2013, 27(10): 5733-5737.
- [17] DOROUDI S, POPHALI A, BUSSMANN M, et al. Modelling sootblower jet effectiveness with Ansys Fluent [J]. Journal of Science & Technology for Forest Products and Processes, 2014, 4(4): 30-35.
- [18] KASHITANI M, MIYAZATO Y, MASUDA M, et al. Numerical and experimental investigations of supersonic jets from sootblower nozzle [J]. JSME International Journal Series B, 1998, 41(2): 375-380.
- [19] CHUECH S G, LAI M C, FAETH G M. Structure of turbulent sonic underexpanded free jets [J]. AIAA Journal, 1989, 27(5): 549-559.
- [20] TSUTSUMI S, TERAMOTO S, YAMAGUCHI K, et al. Structure of underexpanded jets from square nozzles [J]. AIAA Journal, 2006, 44(6): 1287-1291.
- [21] 高风, 周一卉, 刘志军, 等. 真实气体效应对气波波动和能量传递过程的影响 [J]. 过程工程学报, 2024, 24(9): 1036-1046.
- GAO Feng, ZHOU Yihui, LIU Zhijun, et al. Influence of real gas effects on wave dynamics and energy transfer processes [J]. The Chinese Journal of Process Engineering, 2024, 24(9): 1036-1046.
- [22] PANDA J, SEASHOLTZ R G. Velocity and temperature measurement in supersonic free jets using spectrally resolved Rayleigh scattering [C]//37th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 1999: AIAA 1999-296.
- [23] JAMEEL M I, CORMACK D E, TRAN H, et al. Sootblower optimization: part 1 fundamental hydrodynamics of a sootblower nozzle and jet [J]. TAPPI Journal, 1994, 77(5): 135-142.
- [24] PIROOZMAND F. An experimental study of strength of recovery boiler fireside deposits at high temperatures [D]. Toronto, Canada: University of Toronto, 1997.
- [25] KALIAZINE A L, PIROOZMAND F, CORMACK D E, et al. Sootblower optimization: II deposit and sootblower interaction [J]. Tappi Journal, 1997, 80(11): 201-207.

(编辑 杜秀杰)