DOI：10.19666/j.rlfd.202602047

空气动力试验装置均流结构设计与试验验证

寇　斐[1]，赵勇纲[1]，王　虎[1]，王志超[2]，顾从阳[1]，温　昕[1]，谢国威[1]
（1. 国源电力（神东电力）公司技术支持中心，陕西　西安　710076；
2. 西安热工研究院有限公司，陕西　西安　710054）

［摘　　要］【目的】为在有限空间内构建 1:1 的空气动力试验装置，解决离心风机出口极不稳定流场的均流难题，实现锅炉燃烧系统多环空间、复杂结构、不稳定流场风量测量的目的。【方法】本文运用 CFD 方法对比分析了空腔结构、内含双层蜂窝器的均流结构及新型复合式均流结构 3 种模型的流动特性及均流效果。【结果】空腔结构仅依靠管道的流场扩张，无法有效改善流场不均匀性；双层蜂窝器结构虽通过多孔结构进行初步整流并导直气流，但对速度梯度及湍流脉动的抑制有限；本文提出的新型复合式均流结构，通过均流孔板的多级阻力调节与蜂窝整流器的稳流导流作用，在宽风速范围内实现了流场分布的高度均匀化，标准测量段速度为 10、30、50 m/s 时，测量截面的速度标准偏差 S_v 分别为 0.281%、0.909%和 1.401%。试验结果与数值模拟对比表明，采用新型复合式均流结构，速度标准偏差 S_v 的偏差值分别为 3.45%、4.21%及 7.28%，验证了其准确性及优越性。【结论】研究揭示了新型复合式均流结构的整流作用机制，为空气动力试验装置的均流结构设计与性能优化提供理论支撑与技术路径。

［关　键　词］空气动力试验装置；燃烧系统风量测量；复合式均流结构；流动特性；数值模拟；试验验证

［引用本文格式］寇斐，赵勇纲，王虎，等. 空气动力试验装置均流结构设计与试验验证[J]. 热力发电，2026，55(10)：181.
Kou F，Zhao Y G，Wang H，et al. Design and experimental verification of flow-uniformity structure for aerodynamic testing equipment[J]. Thermal Power Generation，2026，55(10)：181.

Design and experimental verification of flow-uniformity structure for aerodynamic testing equipment

Kou Fei[1], Zhao Yonggang[1], Wang Hu[1], Wang Zhichao[2], Gu Congyang[1],
Wen Xin[1], Xie Guowei[1]
(1. Technical Support Center of Guoshen Group, Xi'an 710076, China;
2. Xi'an Thermal Power Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710054, China)

Abstract: [Objective] In many fields such as aerospace and energy engineering, aerodynamic testing equipment is a fundamental platform for key technology development and product performance testing. The uniformity of the flow field plays a decisive role in the accuracy and reliability of the test results. To construct a 1:1 aerodynamic testing device within a limited space, this study addresses the challenge of flow uniformization in the highly unstable flow field at the centrifugal fan outlet, aiming to achieve accurate airflow measurement in multi-ring spaces, complex structures, and unstable flow fields of boiler combustion systems. [Methods] This paper uses CFD numerical simulation to systematically compare the internal flow characteristics, flow field uniformity, and resistance characteristics of three schemes: a cavity structure, a flow uniformity structure containing a double-layer honeycomb structure, and a novel composite flow uniformity structure. Simultaneously, a physical test platform is built, and the numerical calculation and experimental measurement results are compared and verified using the

收 稿 日 期：2026-02-28　修 回 日 期：2026-05-13　接 受 日 期：2026-05-16
基 金 项 目：国家能源集团科技创新项目（GJNY-24-38）
Supported by：Science and Technology Innovation Project of China Energy Investment Corporation Co., Ltd. (GJNY-24-38)
第一作者简介：寇斐（1998），男，硕士，助理工程师，主要研究方向为燃煤电站锅炉高效清洁燃烧，20085824@ceic.com。

velocity standard deviation (S_v) as the core evaluation index. [Results] The results show that the cavity structure, relying solely on pipe expansion for natural rectification, cannot eliminate vortices, backflow, and large velocity gradients at the fan outlet, and the flow field uniformity continuously deteriorates with increasing wind speed. The double-layer honeycomb structure can break up large-scale vortices and straighten the airflow, but its ability to suppress velocity gradients and attenuate turbulent fluctuations is limited, resulting in poor flow uniformity at low wind speeds. The novel composite flow uniformity structure proposed in this paper achieves uniform velocity redistribution through multi-stage resistance control of the double-layer perforated plate. Combined with the flow stabilization and guidance of the honeycomb structure and the dissipation of small-scale vortices, it achieves a high degree of flow field uniformity across a wide wind speed range. When the wind speeds at the standard measurement section are 10, 30, and 50 m/s, the standard deviations of velocity S_v at the measurement sections are 0.281%, 0.909%, and 1.401%, respectively. Comparison of experimental and numerical simulation results shows that the deviations of the standard deviation S_v of the velocity of the novel composite flow uniformity structure are 3.45%, 4.21%, and 7.28%, respectively, and the structural resistance is within the allowable head range of the system, indicating its outstanding flow uniformity performance and engineering applicability. [Conclusion] This study reveals the working mechanism of the synergistic rectification of the double-layer flow equalization plate and the honeycomb device, and verifies the technical superiority of the novel composite flow equalization structure under conditions of limited space, wide wind speed range, and unstable incoming flow. It provides theoretical support and an engineering technical approach for the design and performance optimization of flow equalization structure in aerodynamic test devices.

Key words: aerodynamic test apparatus; combustion system airflow measurement; composite flow uniformity structure; flow characteristics; numerical simulation; experimental verification

在航空航天、汽车研发、能源工程等诸多领域，空气动力试验装置是开展关键技术开发和产品性能测试的基础平台[1-2]，其流场均匀性对试验结果的准确性及可靠性起着决定性作用[3]。然而，受有限空间的限制及风机出口极不均匀的气流边界条件等因素的影响，试验装置内部流场不稳定、不均匀现象突出，给试验数据的精确测量和分析带来了巨大挑战[4]。因此，如何采取有效措施改善空气动力试验装置在有限空间内的流场分布特性，实现流场的高度均匀性，是当前亟需解决的关键科学问题。

针对流场均流优化问题，国内外学者开发了多种整流方案，主要包括均流孔板、蜂窝器、阻尼网等单一结构及其组合结构。针对单一的均流孔板，杨青真等[5]通过计算流体力学（CFD）的方法，设计优化了火箭发动机氧腔均流孔板结构，结果表明，新设计的孔板显著提高了氧腔压力均匀性。丁志锋等[6]通过数值模拟分析了孔板的开孔率对流场分布及压力损失的影响，并指出新增二级均流板可有效抑制流场高频脉动并改善流场均匀性。龚中良等[7]、Wu 等人[8]研究了孔板开孔率、孔板厚度、孔数等结构参数对均流孔板阻力特性的耦合影响，为均流孔板的工程结构选型提供了依据。然而，单一均流孔板对气流的导直能力有限，难以消除大尺度横向流动。针对单一的蜂窝器，研究表明其通过细长通道可切碎大尺度旋涡并导直气流，能有效降低湍流强度并提升流场均匀性[9]，但宋希亮等[10]指出蜂窝器在抑制横向速度、显著降低湍流强度的同时，会增大流向速度的不均匀性。针对单一的阻尼网，其通过网丝的节流作用可有效降低湍流强度并破碎大尺度涡旋，但其对气流的导直效果较弱，单独使用时均流效果有限[11]。

组合结构兼具不同单一结构的特点，在流场优化方面效果突出。当前的研究进展中，蜂窝器与阻尼网组合的整流结构可有效抑制气流分离、提升流场均匀性并降低湍流强度，显著提高流场品质，因而被广泛利用[12-13]。丛成华等[14]采用 CFD 方法，研究了在低速风洞开口试验段入口前加装蜂窝器与阻尼网，提升了流场均匀性并降低湍流强度，显著提高流场品质。

目前，诸多学者针对流场均流难题展开了大量研究，提出了多种均流方法与结构，但仍存在两方面不足：1）多数研究聚焦单一结构优化或蜂窝器+阻尼网组合结构，针对均流孔板+蜂窝器的组合结构研究较少；2）在有限空间条件下的均流设计仍缺少高效、普适性强的结构策略。尤其是在航空航天领域广泛采用的双层蜂窝器均流结构，在实际运用中主要聚焦于核心区域的流场情况，对于边界层给流场均匀性带来的影响有所忽视。基于此，本文首先对比分析了空腔结构及双层蜂窝器均流结构，指出其在有限空间复杂流场条件下的局限性。在此基础上，本文提出了双层均流孔板+单层蜂窝器组成的新型复合式均流结构，通过数值模拟与试验验证

相结合的方法，系统评估该结构在宽风速范围（10~50 m/s）内的均流效果与阻力特性。相关研究结果可为空气动力试验装置的均流设计提供新的技术路径与理论依据。

1 研究模型

1.1 研究对象

本文研究的用于燃烧系统多环空间、复杂结构、不稳定流场风量测量试验装置见图 1。该装置由离心式风机（含驱动电机）、出口膨胀节、渐扩段、2 m×2 m 直管段及其支架、均流孔板、渐缩段、蜂窝器、1 m×1 m 截面的标准测量段及其支架、风道过渡组件等构成。其中，渐扩段与渐缩段形成风道变径结构，直管段与标准测量段构成流场充分发展空间。标准测量段总长 30 m，保证流场的充分均匀发展，同时，标准测量段下方每隔 6 m 放置刚性支架。均流孔板作为核心整流元件，其结构参数通过优化确定，以确保在目标风速范围内（0~50 m/s）实现标准测量段截面的流场均匀分布。

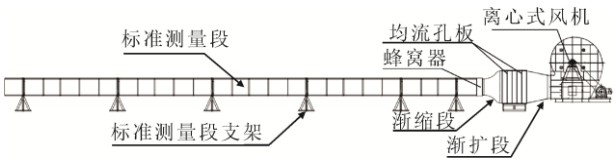
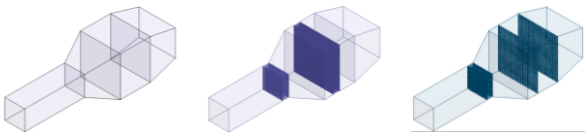


图 1　空气动力性能试验装置示意

Fig.1 Schematic diagram of the aerodynamic performance test equipment

1.2 几何模型

图 2 为本文研究的 3 种不同均流结构模型。其中，模型I为基础对比模型，代表无任何均流元件的空腔结构；模型II代表内含双层蜂窝器的均流结构，常用于航空航天风洞试验；模型 III 为本文提出的双层均流孔板+单层蜂窝器组成的新型复合式均流结构。兼顾计算资源的影响，本文将数值计算模型的标准测量段长度设定为 5 m，试验装置标准测量段剩余 25 m 作为流场的充分发展段，并取 30 m 处截面的测量数据作为基准数据。



a) 模型 I　　b) 模型 II　　c) 模型 III

图 2　研究模型

Fig.2 Study models

图 3 为本文提出的由双层均流孔板+单层蜂窝器组成的新型复合式均流结构。图 3b)为蜂窝器结构图，其总长 0.3 m，截面尺寸为 1 m×1 m，内置 0.03 m×0.03 m 的正方形蜂窝单元阵列，孔间距 1 mm，孔隙率为 92.16%，主要目的是导直气流，使气流方向平行于风洞轴线，加速旋涡的衰减。图 3c)所示为均流孔板结构及尺寸，采用双层圆形开孔结构，第一层均流孔板距直管段前端 0.3 m，第二层均流孔板距直管段前端 1.2 m，开孔直径为 0.05 m，孔间距 8 mm，孔板厚度 8 mm，开孔率 0.57。该参数组合通过调整孔板轴向间距、孔隙特征及厚度等参数优化后所得，实现了在有限空间内对不稳定湍流的整流，同时兼顾了控制压降与流场均匀性的要求。

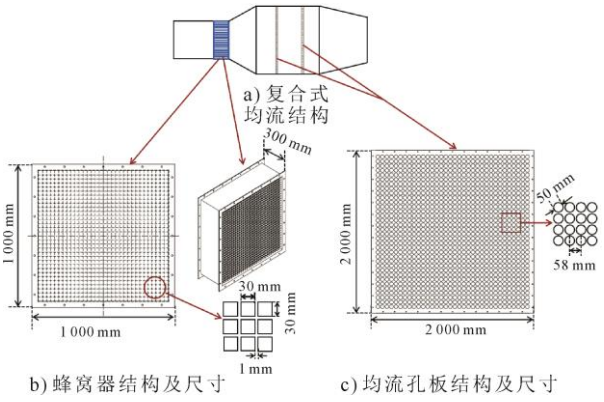


图 3　复合式均流结构

Fig.3 Schematic diagram of the composite flow uniformity structure

1.3 数学模型

1.3.1 控制方程

本文以常温下的空气作为研究介质，气流通过均流孔板（或蜂窝器）后会形成多股射流并重新汇集形成均流气流。气流穿过均流孔板（或蜂窝器）时，会经历渐缩及渐扩两个过程，同时会造成一定的局部能量损失。由实际流体的伯努利方程可得：

$$\frac{p_1}{\rho g}+h_1+\frac{1}{2g}\alpha_1 v_1^2=\frac{p_2}{\rho g}+h_2+\frac{1}{2g}\alpha_2 v_2^2+h_w \quad (1)$$

式中：ρ为气体密度，kg/m^3；g 为重力加速度，m/s^2，h_1、h_2 分别为经过均流孔板（或蜂窝器）前后断面的位置高度，m；p_1、p_2 分别为经过孔板（或蜂窝器）前后断面的压头，Pa；ρ_1、ρ_2 分别代表经过孔板（或蜂窝器）前后断面的动能修正系数，通常α取值范围为 1.05~1.10，工程中为便于计算，常取 $\alpha=1$[6]；v_1、v_2 分别为经过孔板（或蜂窝器）前后断面的平均速

度，m/s；h_w 为经过孔板（或蜂窝器）的局部能量损失，m。

由连续性方程可得：

$$A_1v_1 = A_2v_2 \tag{2}$$

式中：A_1、A_2 分别为孔板（或蜂窝器）前后断面的截面积，m^2。

1.3.2 流场均匀性评价指标

选取距标准测量段入口 2 m 处截面作为流场均匀性的基准评价面，采用速度标准偏差 S_v 作为衡量截面上流场均匀性的量化指标[4,15-16]。

$$S_v = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(v_i - \bar{v})^2} \tag{3}$$

式中：S_v 为基准评价面上的速度标准偏差；v_i 为第 i 个测点的速度值；$\bar{v}$ 为截面上所有测点的平均速度；n 为测点个数。

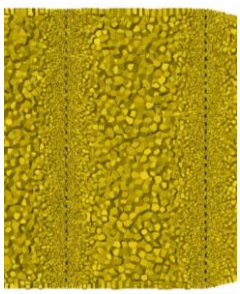
本文按照等截面网格法在基准评价面上取 400 个测点，用于评价流场的均匀性。

1.4 计算域及网格划分

采用三维建模软件 Solidworks 建立 3 种不同均流结构的几何模型，网格划分过程在 Fluent Meshing 软件中完成。对于均流孔板、蜂窝器前后等尺寸较小部位进行了网格局部加密，图 4 为模型 III 整体网格及均流孔板处局部加密网格，针对流体域网格设置了 3 层边界层，边界层增长率为 1.2。



a) 整体网格示意



b) 孔板处局部网格

图 4 均流结构整体网格及孔板前后局部网格
Fig.4 Overall grid of the flow uniformity structure and local grids upstream and downstream of the perforated plate

图 5 为网格无关性验证结果，选取模型 III 为网格无关性验证的基准模型，基准评价面的速度标准偏差 S_v 作为网格无关性验证的指标。由图 5 可知，当网格数量增加至 300 万后，3 种不同风速下的速度标准偏差 S_v 变化不大，兼顾计算精度与计算效率，本文选取 300 万数量的网格用于后续模拟计算。

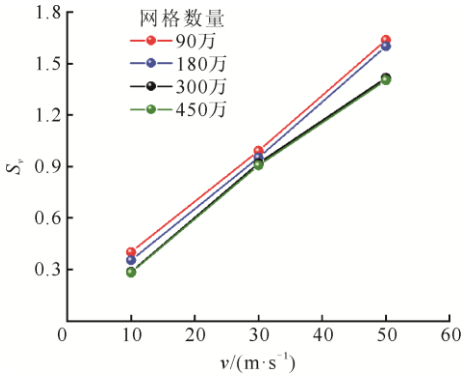


图 5 网格无关性验证
Fig.5 Grid independence verification

边界条件设置如下：

1）空气不可压缩，即 $d\rho/dt=0$；

2）空气与壁面无热量交换，壁面采用无滑移边界；

3）采用速度入口边界，且速度大小与离心风机出口保持一致，呈不均匀分布；本文所搭建的空气动力试验装置，旨在以标准段风速作为试验段内锅炉燃烧系统相关部件风量测量的基准。结合工程实际，锅炉燃烧系统中燃烧器、燃尽风、磨煤机进出口风粉管道等测点的实际运行风速通常分布在 10～50 m/s。因此，本文选取标准测量段风速为 10、30、50 m/s 3 个具有代表性的风速工况开展数值研究；

4）出口为压力出口，表压为 0；

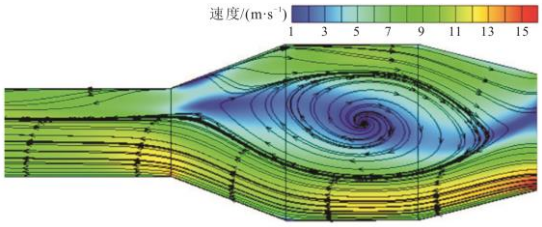
5）介质为常温下的空气，湍流模型采用标准 k-ε 双方程模型，压力−速度耦合采用 SIMPLE 算法，压力、动量、湍动能的离散格式均采用二阶迎风格式。

2 结果与讨论

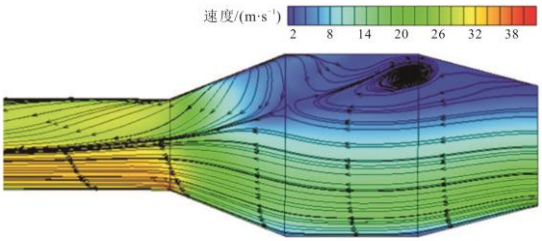
2.1 空腔结构

图 6 为模型I平均风速为 10、30、50 m/s 时，纵截面的流线分布情况。风速为 10 m/s 时，因入口速度分布呈“上小下大”的非均匀性特征，2 m×2 m 截面的直管段内形成了较大尺度的涡流区，且入口处出现了回流现象。此时，流体的惯性力较弱，粘性力占主导地位，流动状态相对稳定，标准测量段内未观察到明显的涡旋分离现象。不同风速下模型 I 基

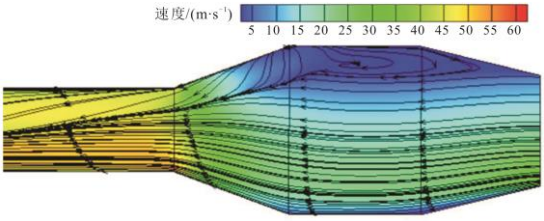
准评价面的速度场、压力场分布如图 7 所示。如图 7a)所示，基准评价面的速度、压力分布相对均匀，无明显低速区与高速区分化，由于速度较低，动压较小，全压主要由静压决定。



a) 风速10 m/s



b) 风速30 m/s

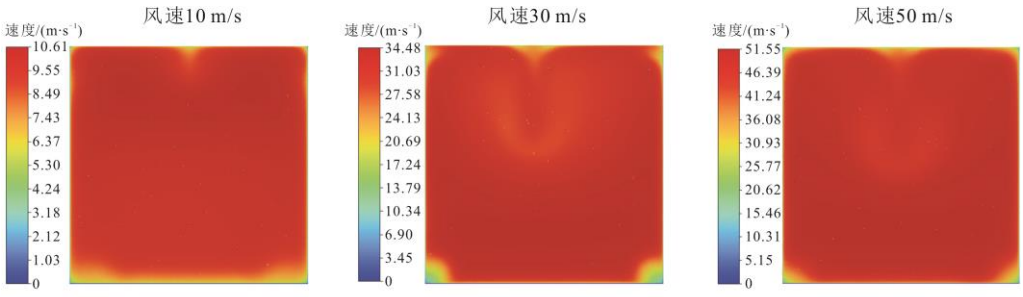


c) 风速50 m/s

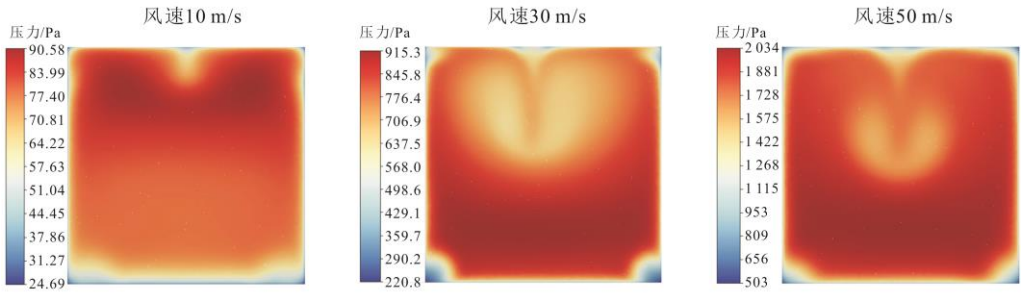
图 6　不同风速下模型 I 纵截面流线分布

Fig.6 Streamline distribution of the longitudinal section of Model I under different wind speeds

随着风速增加至 30、50 m/s，流体惯性力显著增强，粘性力影响逐渐减弱，流动稳定性下降。2 m×2 m 直管段上部持续存在涡流区，下部流动仍保持相对稳定；标准测量段上部出现清晰可见的涡旋结构，涡旋诱导局部流动分离与剪切层失稳，直接导致流场均匀性恶化，如图 7b)、图 7c)所示，涡旋导致基准评价面上部速度及压力偏低，呈现明显的上下非对称特征。



a) 速度场



b) 压力场

图 7　不同风速下模型 I 基准评价面的速度场、压力场分布

Fig.7 Distributions of velocity and pressure fields on the reference evaluation surface of Model I under different wind speeds

图 8 为模型 I 在不同风速下沿流向截面的平均湍流强度分布，湍流强度作为流动脉动强度的关键量化指标，可反映能量耗散及流场紊乱程度的变化规律。风速为 10 m/s 时，受入口非均匀来流影响，2 m×2 m 截面直管段内形成较大涡流区，涡流与壁面的剪切作用使局部湍流强度升高；流体进入标准测量段后，回流与涡结构受到抑制，流动逐渐稳定，湍流强度沿流向逐渐减小。随着风速逐渐增加，入口截面的速度梯度升高，流动剪切作用增强，流体在 2 m×2 m 截面直管段内湍流脉动加剧、湍动能迅速积累，导致湍流强度逐渐升高；进入标准测量段后，流道形状趋于规整，大尺度涡逐步耗散，湍动能产生速率低于耗散速率，湍流强度沿流向逐渐降低。

模型 I 基准评价面的速度均匀性指标见表 1，其中，Δv 代表基准评价面上的速度范围。由表 1 可

知，随着风速逐渐提高，截面上 400 个测点的速度范围差值呈现逐渐增大的趋势，分别为 3.00、10.65、13.59 m/s。同时，表征速度离散程度的标准偏差 S_v 也相应增加，分别为 0.640%、2.185%和 2.538%。

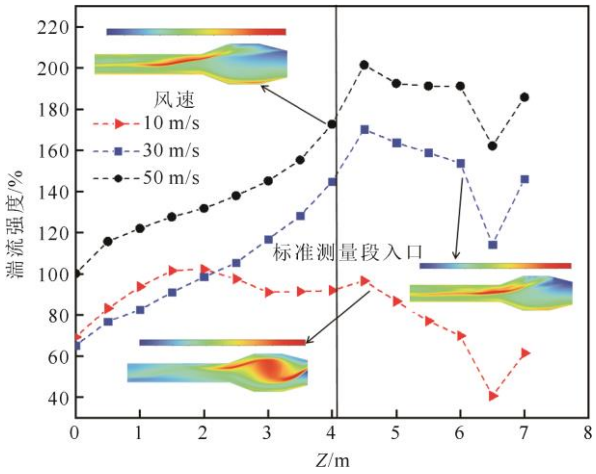


图 8 不同风速下模型 I 流向截面的平均湍流强度分布
Fig.8 Average turbulence intensity distribution of the flow section of Model I under different wind speeds

表 1 模型 I 基准评价面的速度均匀性指标
Tab.1 Velocity uniformity indexes of the reference evaluation surface of Model I

v/(m s^{-1})	Δv/(m s^{-1})	S_v/%
10	7.59~10.59	0.640
30	23.53~34.18	2.185
50	37.95~51.54	2.538

上述结果表明，随着风速增加，模型 I 基准评价面的流场不均匀性呈现持续加剧的态势。这表明单纯依靠管道扩张实现流场自然发展，无法有效消除风机出口带来的速度梯度、涡流及回流等问题，须通过合理的均流结构对气流进行主动调控，方可显著改善流场分布均匀性。

2.2 双层蜂窝器结构

图 9 为平均风速为 10、30、50 m/s 时，模型 II 纵截面的流线分布。不同风速下模型 II 基准评价面的速度场、压力场分布如图 10 所示。由图 9 可见，风速为 10 m/s 时，在第 1 层蜂窝器前后产生了一定尺度的涡流区，此时，流体粘性力占主导地位，流体在穿过蜂窝器时，其流动状态受到较大干扰，未能充分发展。如图 10a)所示，经过双层蜂窝器对气流的导直作用后，基准评价面速度、压力分布呈现“上小下大”的分布趋势，与离心风机出口速度场分布保持一致，流场均匀性仍待改善。

如图 9b)、图 9c)所示，风速增加至 30、50 m/s 后，流体惯性力显著增强，管道内的气体充满度得到改善，同时，惯性力可克服部分粘性力带来的阻碍，导致蜂窝器前后涡流区面积减小，流场均匀得到进一步优化。如图 10b)、图 10c)所示，增设双层蜂窝器后，消除了模型I标准段内因涡旋分离导致的上部低压区，流场上下不对称程度大幅减弱。

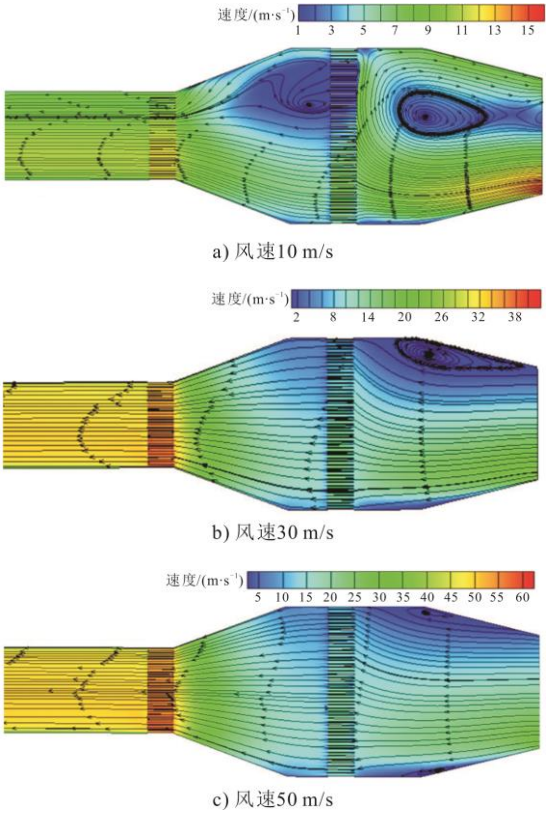
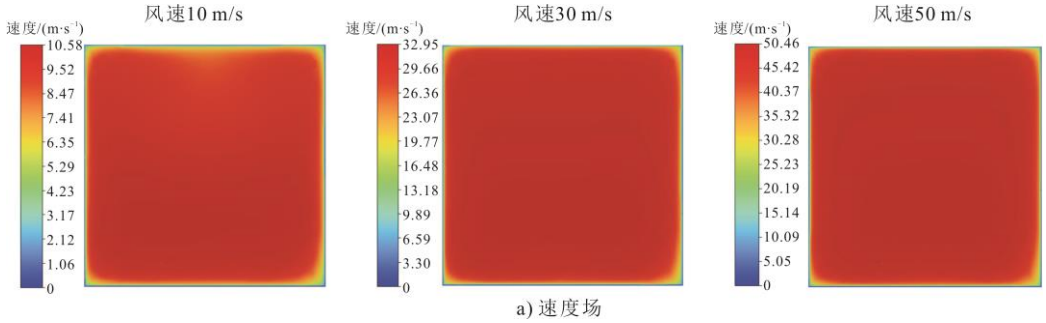


图 9 不同风速下模型II纵截面流线分布
Fig.9 Streamline distributions of the longitudinal section of Model II under different wind speeds



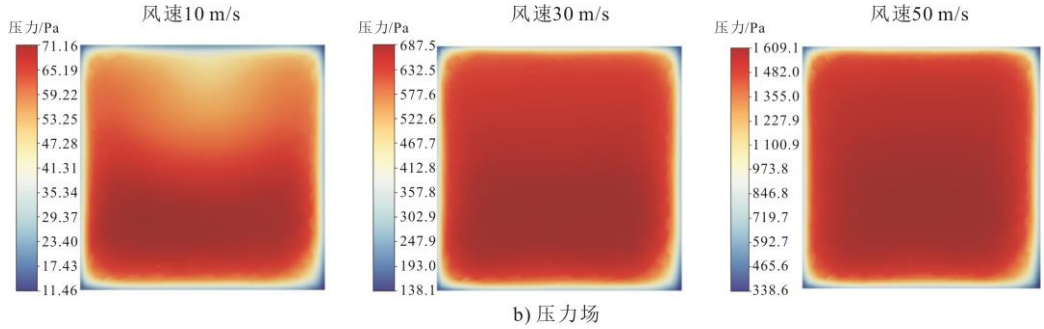


图 10　不同风速下模型 II 基准评价面的速度场、压力场分布

Fig.10 Distributions of velocity and pressure fields on the reference evaluation surface of Model II under different wind speeds

图 11 为模型 II 在不同风速下沿流向截面的平均湍流强度分布。低风速（10 m/s）工况下，入口非均匀来流进入双层蜂窝器区域时，蜂窝器多孔结构对气流产生强剪切与分割作用，局部湍流强度短暂升高；气流穿过蜂窝器后，大尺度涡被分割为小尺度涡，进入标准测量段时，涡流区快速耗散、流动方向被导直，湍流强度沿流向持续降低，流场逐渐稳定。

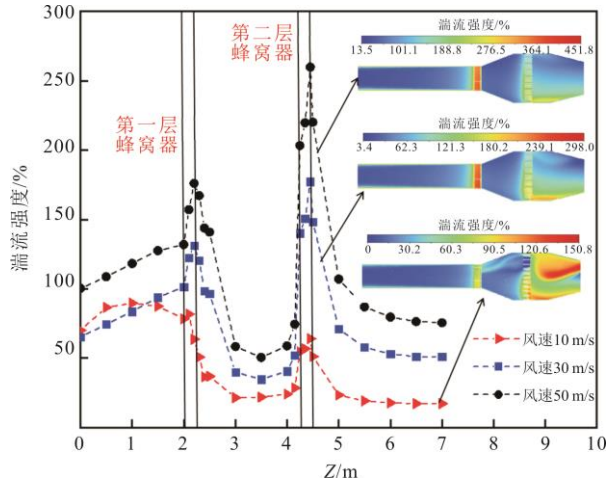


图 11　不同风速下模型 II 流向截面的平均湍流强度分布

Fig.11 Average turbulence intensity distribution of the flow section of Model II under different wind speeds

风速升高至 30、50 m/s，流体进入蜂窝器区域前，因入口速度梯度增加，流体间的剪切作用变强，湍流强度迅速增大，进入蜂窝器区域后，因边界层增长导致壁面附近区域的湍流强度明显上升；同时，蜂窝器的多孔结构对气流产生切割作用，可有效降低蜂窝器内部主流区域的湍流脉动，但前者增加的湍流强度强于后者切割作用减小的湍流强度，因此蜂窝器内部整体湍流强度呈明显上升趋势。流体流出蜂窝器之后，不再受到蜂窝器壁面边界层与结构扰动的影响，湍流脉动会逐渐耗散，湍流强度也随之衰减，最终降低到相对平稳的较低水平。

模型 II 基准评价面的速度均匀性指标如表 2 所示。随着风速逐渐增大，截面上测点的速度范围差值分别为 2.77、7.32、11.10 m/s。同时，速度标准偏差 S_v 分别为 0.618%、1.282%和 1.920%。数据表明，模型 II 相较模型 I，流场均匀性得到有效改善，尤其是中高风速下，改善效果尤为显著。

表 2　模型 II 基准评价面的速度均匀性指标

Tab.2 Velocity uniformity indexes of the reference evaluation surface of Model II

v/(m s^{-1})	Δv/(m s^{-1})	S_v/%
10	7.81~10.58	0.618
30	25.61~32.93	1.282
50	39.36~50.46	1.920

与空腔结构对比，模型 II 采用的双层蜂窝器借助多孔结构对大尺度涡旋进行有效分割，并对气流方向进行规整导直，从流动形态上抑制了涡流生成与发展，整体流线的规整程度得到明显提升。但在低风速工况下，受粘性力主导等因素影响，其流场均匀性依然较差，无法满足空气动力试验系统对流场品质的技术要求，需结合其他整流结构对流场进一步优化。

2.3 新型复合式均流结构

基于上述分析，本文提出了由双层均流孔板+单层蜂窝器组成的新型复合式均流结构，系统评估了该结构在宽风速范围（10~50 m/s）内的均流效果。

图 12 呈现了标准测量段平均风速为 10、30、50 m/s 时，新型复合式均流结构纵截面的流线分布。不同风速下模型 III 基准评价面的速度场、压力场分布如图 13 所示。如图 12a)所示，低风速（10 m/s）工况下，因流体惯性力较弱，粘性力占主导，流体受孔板节流阻挡，流通面积骤减导致局部流动受阻，近壁区域流体难以顺利通过孔板，进而在第一

道均流孔板前、后形成小面积回流与旋涡；同时入口“上小下大”的非均匀来流与孔边缘发生剪切作用，加剧了局部涡流的生成。经第一道孔板初步整流后，气流速度分布及流向已初步均匀化，第二道孔板借助流通面积的改变对气流完成二次精细整流，气流经过蜂窝器后，剩余的小尺度涡旋被进一步切割，同时气流流向得到规整与导直，最终为标准测量段提供稳定均匀的流动。如图 13a)所示，相较模型I、模型II，低风速工况下，借助双层均流孔板+单层蜂窝器的协同作用，离心风机出口气流速度梯度大、分布不均等问题得到有效抑制，基准评价面的速度、压力分布趋于均匀。

如图 12b)、图 12c)所示，高风速（30、50 m/s）下，流体的惯性力显著增大，可有效克服均流孔板的阻力与流体本身粘性影响，第一道孔板前后涡流区基本消失，依靠两道均流孔板依次对气流开展多级整流，加之蜂窝器对气流流向的持续导直及抑制湍流脉动，进入标准测量段的气流流线平直，无涡流、回流等现象，如图 13b)、图 13c)所示，基准评价面的速度、压力分布均匀性达到最优，边界层影响最小。

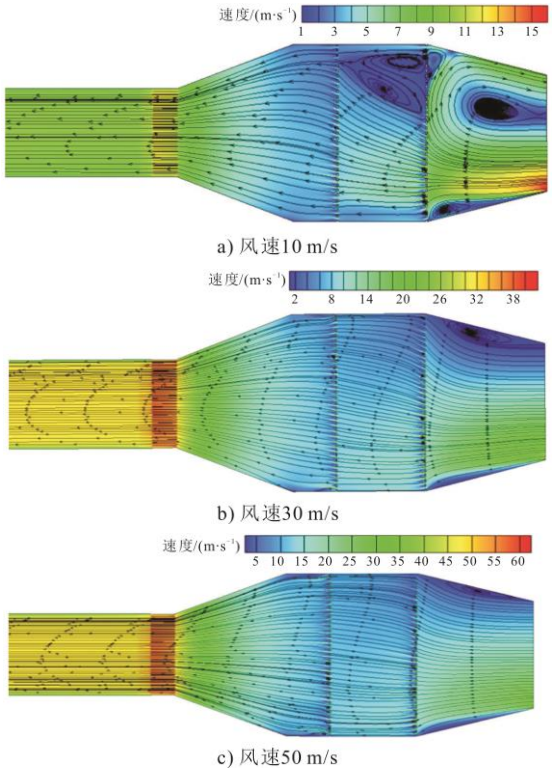


图 12 不同风速下模型 III 纵截面流线分布

Fig.12 Streamline distributions of the longitudinal section of Model III under different wind speeds

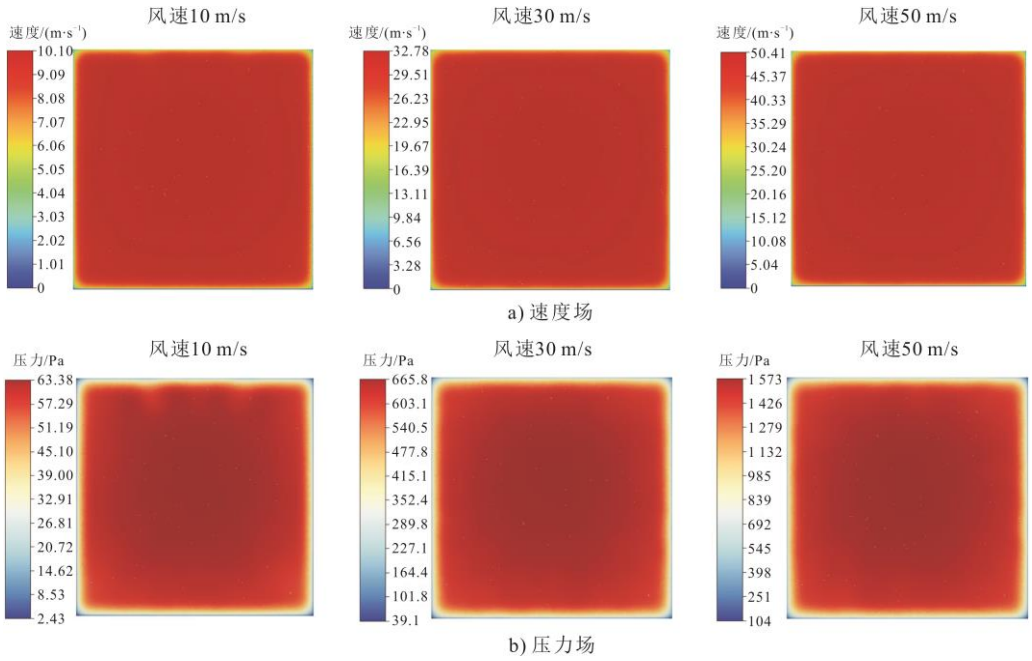


图 13 不同风速下模型 III 基准评价面的速度场、压力场分布

Fig.13 Distributions of velocity and pressure fields on the reference evaluation surface of Model III under different wind speeds

图 14 展示了模型 III 在不同风速下沿流向截面的平均湍流强度分布。风速为 10 m/s 时，入口非均匀来流进入第一道均流孔板区域时，下部高速气流因通流面积突缩受到节流阻滞，同时与孔内壁面发生强烈剪切，形成强烈的局部涡流，导致湍流强度升高，经过第一道孔板的初步整流后，上下流速差大幅削弱，因此流体流经第二道孔板与蜂窝器区域时，未出现明显的湍流区，湍流强度沿流向持续衰减并趋于稳定。风速持续升高至 30、50 m/s，流体流经第一道孔板前，受入口速度梯度增大影响，流

体间的剪切作用变强，湍流强度快速上升；进入孔板区域后，孔壁面边界层的快速增长使近壁湍流强度明显升高，同时孔板对气流的切割作用与强制掺混进一步加剧了湍流脉动，二者叠加使湍流强度出现明显峰值。流体流经孔板后，在蜂窝器的导流与稳流作用下，湍流脉动逐步衰减，湍流强度下降并稳定在较低水平。

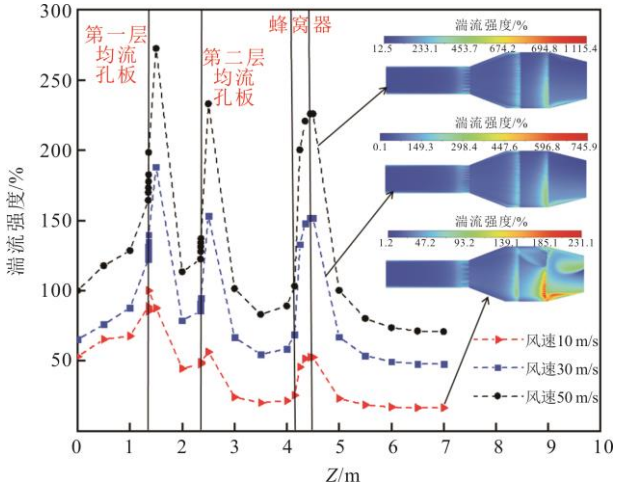


图 14　不同风速下模型 III 流向截面的平均湍流强度分布

Fig.14 Average turbulence intensity distribution of the flow section of Model III under different wind speeds

与采用双层蜂窝器的模型 II 相比，模型 III 经过孔板时湍流强度峰值更高，主要原因在于：均流孔板属于突缩突扩式的节流元件，开孔率远低于蜂窝器，气流经过时会受到强烈的节流阻滞进而产生局部回流，流体微团受到的剪切作用与扰动强度远大于蜂窝器的平滑导流作用，在孔内部区域会产生更强的湍流脉动；而蜂窝器作为细长通道式的结构，开孔率通常在 90%及以上，且长径比较大，其作用以导直气流流向与切割涡旋为主，对气流的扰动更平缓，因此湍流强度峰值更低。

表 3 为模型 III 基准评价面的速度均匀性指标。由表可知，随着风速逐渐增大，截面上测点的速度范围差值分别为 1.20、3.80、5.78 m/s。同时，速度标准偏差 S_v 分别为 0.281%、0.909%和 1.401%。数据表明，相较模型 I、模型 II，模型 III 流场的均匀性实现了显著优化，风速增大后，虽然速度范围差值及速度标准偏差值均呈现上升趋势，但模型 III 在各风速工况下的速度离散程度始终维持在较低水平。

表 3　模型 III 基准评价面的速度均匀性指标

Tab.3 Velocity uniformity indexes of the reference evaluation surface of Model III

v/(m s^{-1})	Δv/(m s^{-1})	S_v/%
10	8.90~10.10	0.281
30	28.96~32.76	0.909
50	44.59~50.37	1.401

双层均流孔板+蜂窝器的设计思路对流场的均匀发展起到了至关重要的作用。该结构通过多级阻力调节与蜂窝整流器的协同整流作用，有效削弱了高速气流下的湍流生成与速度脉动，从而在宽风速范围内实现了流场速度分布的高度均匀化，可满足空气动力试验系统对流场品质的要求。

2.4 结果对比

图 15 为 3 种模型的速度标准偏差及阻力对比结果。风速为 10 m/s 时，模型 I 与模型 II 速度标准偏差数值极为接近，主要是因为低风速下流体动能小，流场充满度较差，导致蜂窝器对流场的均匀化作用有限，而采用双层均流孔板搭配单层蜂窝器的模型 III，其速度标准偏差值较模型 I、模型 II 降低了 54.5%，说明低风速下模型 III 展现出较显著的均流效果；从图 15b)阻力对比结果可知，模型 I 因入口出现了较明显的回流现象，导致进口压力小于出口压力，进而对模型 I 整体的阻力特性产生了影响，模型 II、模型 III 因增加了不同的均流元件，导致系统阻力增大。

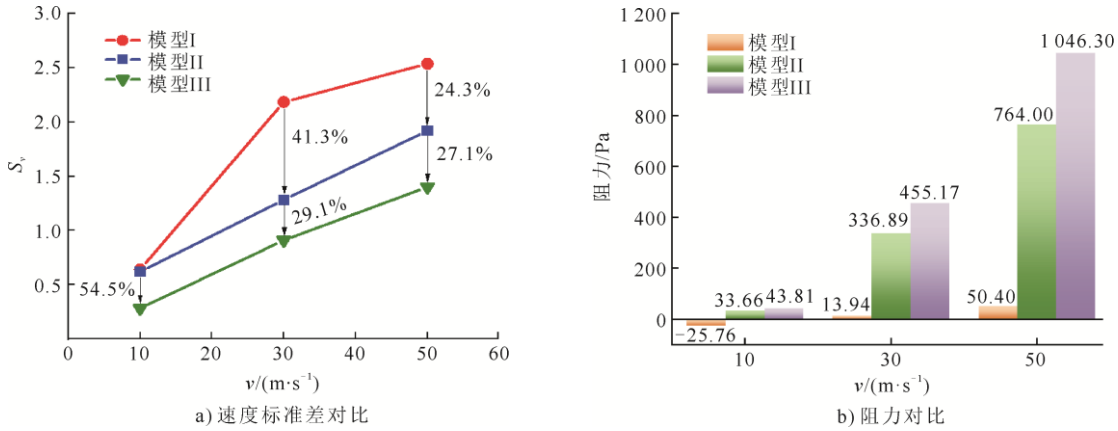


图 15 3 种模型速度标准偏差及阻力对比结果

Fig.15 Comparison results of velocity standard deviation and resistance of three models

风速增加至 30、50 m/s 后，模型 II 相较模型 I 速度标准偏差分别降低了 41.3%、24.3%。可见，在中高风速下，增加双层蜂窝器后对流场的均流效果明显，但系统阻力分别升至 336.89、764.00 Pa，流场均匀性改善的同时必然导致系统阻力的增加；进一步对比发现，模型 III 在模型 II 的基础上，速度标准偏差降幅达到 29.1%、27.1%，说明双层均流孔板搭配单层蜂窝器的结构，其均流性能明显优于双层蜂窝器模型，但模型 III 的系统阻力相较模型 II 分别增加到 455.17、1 046.3 Pa。由于试验所用风机的最大压头为 2 000 Pa，模型 III 的阻力特性在系统允许范围内，能够满足运行需求，因此可选用该结构以保证标准测量段达到所需的气流均匀性指标。

2.5 实验验证

为开展燃烧系统多环空间、复杂结构、不稳定流场风量测量及验证数值模拟的准确性，搭建的以模型 III 为核心的试验装置如图 16 所示。



a) 试验装置本体　　b) 数据测量架

图 16 试验装置及测量仪表

Fig.16 Test equipment and measuring instruments

其中，图 16a)为试验装置本体，本体采用分段模块（离心风机、整流段、标准测量段）拼接结构，标准测量管段内表面符合冷轧板的光洁度要求，即光滑平整、无明显凹凸、皱纹、划痕和麻点等缺陷；图 16b)为数据采集及测量装置，风速测量采用表压量程为±2 500 Pa，绝对精度±5 Pa 的五孔风速风向测量仪。

与数值模拟方法类似，选取距标准测量段入口 2 m 处截面作为流场均匀性的基准评价面，采用速度标准偏差 S_v 作为衡量截面上流场均匀性的量化指标。按照等截面网格法在基准评价面上取 400 个测点，用于评价流场的均匀性。标准测量段平均风速为 10、30、50 m/s 时，试验测量值的速度标准偏差 S_v 与模拟值对比如图 17 所示。由图 17 可知，试验测量结果与数值模拟结果误差较小，3 种风速下 S_v 的偏差分别为 3.45%、4.21%及 7.28%；随着风速增加，S_v 的偏差值逐渐增大，可能是因为风速增加导致基准评价面上测点的速度范围差值变大，同时采样时间、仪表偏差等因素一定程度会导致测量偏差。

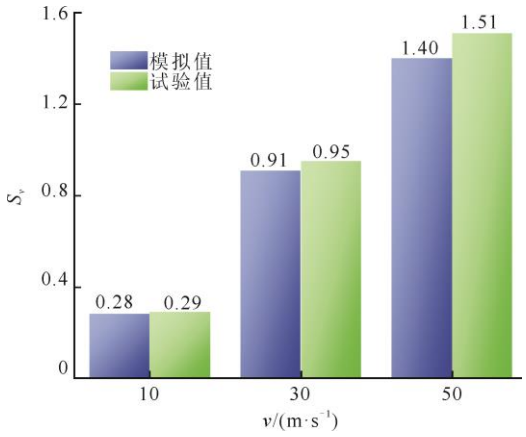


图 17 模拟值与试验值对比结果

Fig.17 Comparison results of simulation and test values

本文构建了逐级递进的 3 个模型，模型 I、II、III 全部采用相同的几何尺寸、网格数量，同时，湍流模型、边界条件及求解方法也保持一致；仅对模型 I、II 调整关键结构尺寸。由于模型 III 已通过试验验证其结果可靠，因此能充分保证模型 I、II 的计算规律与结果真实可信，符合工程分析要求。

3 结　论

为实现锅炉燃烧系统多环空间、复杂结构及不稳定流场下的风量精准测量目标，针对有限空间内极不稳定流场的均流难题，本文提出由双层均流孔板+单层蜂窝器组合构成的新型复合式均流结构。基于该结构设计并搭建了 1:1 的空气动力试验装置，为试验段锅炉燃烧系统风量的精确测量奠定了坚实的试验基础。通过对试验数据的对比分析，系统验证了本文所提出新型复合式均流结构的技术优越性，主要研究结论如下。

1）无任何均流元件的空腔模型流场均匀性极差，且随着风速升高，流场不均匀性持续加剧，单纯依靠管道自身的流场扩张作用，无法对流场的不均匀性实现有效改善。

2）含双层蜂窝器的均流结构，通过多孔结构对气流进行有效的初步整流，将气流中的大尺度湍流分割为小尺度旋涡，同时能够导直气流，使气流方

向平行于风洞轴线，从而保持流场的稳定性，但对速度梯度的削弱能力有限。

3）本文提出的双层均流孔板搭配单层蜂窝器的新型复合式均流结构，通过多级阻力调节与蜂窝整流器的协同作用，依靠双层孔板实现了流速的再分配与速度梯度削弱，并借助蜂窝器完成小涡旋耗散与流动的平稳导直，有效削弱了高速气流下的湍流生成与速度脉动，从而在宽风速范围内实现了流场速度分布的高度均匀化。

4）与双层蜂窝器结构相比，新型复合式均流结构在 3 种试验风速下的速度标准偏差分别降低 54.5%、29.1%、27.1%，均流效果提升显著，但受多级孔板节流影响，系统阻力升至43.81、455.17、1 046.30 Pa，流场均匀性改善必然导致系统阻力增加。

［参 考 文 献］

［1］ 方亦, 陈婕妍, 蒙佳伟, 等. 风道气动噪声测试平台设计及试验[J/OL]. 应用声学, 2026-01-08. https://link.cnki. net/urlid/11.2121.O4.20260108.1455.00.
Fang Y, Chen J Y, Meng J W, et al. Design of aerodynamic noise test platform and experimental studies on ventilation ducts[J/OL]. Journal of Applied Acoustics, 2026-01-08. https://link.cnki.net/urlid/11.2121.O4.20260108.1455.00.

［2］ 宋玉宝, 张俊龙, 唐道锋, 等. 大型飞机增升装置噪声特性风洞试验[J]. 空气动力学学报, 2022, 40(6): 14.
Song Y B, Zhang J L, Tang D F, et al. Wind tunnel experimental study of noise characteristics of large aircraft high-lift devices[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2022, 40(6): 14.

［3］ 符澄, 彭强, 李毅, 等. 开孔壁蜂窝器整流特性实验研究[J]. 实验流体力学, 2016, 30(5): 17.
Fu C, Peng Q, Li Y, et al. Experimental study of flow straightening and turbulence reduction characteristics for porosity honeycomb[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2016, 30(5): 17.

［4］ 李坦, 靳世平, 黄素逸, 等. 流场速度分布均匀性评价指标比较与应用研究[J]. 热力发电, 2013, 42(11): 60.
Li T, Jin S P, Huang S Y, et al. Evaluation indices of flow velocity distribution uniformity: comparison and application[J]. Thermal Power Generation, 2013, 42(11): 60.

［5］ 杨青真, 王红梅, 张银波, 等. 液体火箭发动机氧腔流动分析及均流板设计研究[J]. 宇航学报, 2005, 26(6): 698.
Yang Q Z, Wang H M, Zhang Y B, et al. Flow analysis and orifice plate design for oxygen chamber of a liquid propellant rocket engine[J]. Journal of Astronautics, 2005, 26(6): 698.

［6］ 丁志锋, 冯佳艺, 唐沈峰, 等. 空气动力性能实验装置中均流装置数值模拟与优化[J]. 暖通空调, 2024, 54(增刊 2): 507.
Ding Z F, Feng J Y, Tang S F, et al. Numerical simulation and optimization of flow-straightening devices in aerodynamic performance test rigs[J]. Heating Ventilating & Air Conditioning, 2024, 54(S2): 507.

［7］ 龚中良, 郭华雄, 陶宇超, 等. 基于 Fluent 的均流孔板阻力特性数值模拟研究[J]. 液压与气动, 2020(6): 63.
Gong Z L, Guo H X, Tao Y C, et al. Numerical simulation of resistance characteristics of perforated plate based on Fluent[J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2020(6): 63.

［8］ Wu Y X, Ma Y F, Lyu J F, et al. Experimental study on effect of structural parameters on pressure drop characteristics of multi-orifice plates[J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2023, 91: 102346.

［9］ Li C G, Liu Y, Cheung J C K. Wind tunnel test of honeycomb in improving flow quality[J]. Advanced Materials Research, 2013, 774/775/776: 275.

［10］ 宋希亮, 余中军, 刘承江, 等. 蜂窝器与多孔介质模型整流效果的对比分析[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2022, 43(8): 1109.
Song X L, Yu Z J, Liu C J, et al. Comparative analysis of the rectifying effect between honeycombs and porous media model[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2022, 43(8): 1109.

［11］ 丛成华, 廖达雄. 阻尼网特性数值模拟[J]. 北京航空航天大学学报, 2014, 40(12): 1691.
Cong C H, Liao D X. Numerical investigation about field characteristics of screen[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2014, 40(12): 1691.

［12］ Fadilah P A, Erawan D F. Effect of applying screen and honeycomb to the flow characteristic in wind tunnel based on CFD simulation[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2018, 1130: 012008.

［13］ 刘凤娇, 贾向阳, 沈斌, 等. 一种离心风机直流风洞装置: CN202121958800.6[P]. 2022-03-29.
Liu F J, Jia X Y, Shen B, et al. A centrifugal fan direct current wind tunnel device: CN202121958800.6[P]. 2022-03-29.

［14］ 丛成华, 任泽斌, 彭强. 开口试验段优化设计数值模拟[J]. 上海交通大学学报, 2012, 46(8): 1320.
Cong C H, Ren Z B, Peng Q. Numerical investigation about optimal design of open-jet rectangular test section in low speed wind tunnel[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2012, 46(8): 1320.

［15］ 王周君, 黎星华, 唐立军, 等. 磨煤机入口一次风混流及均流装置的设计[J]. 电力科学与工程, 2019, 35(4): 69.
Wang Z J, Li X H, Tang L J, et al. Design of primary air flow mixing and equalizing device for coal mill inlet[J]. Electric Power Science and Engineering, 2019, 35(4): 69.

［16］ 梅振锋, 陈敏, 徐妙锋, 等. 中速磨煤机前圆形一次风道流场模拟及优化设计[J]. 热力发电, 2016, 45(11): 99.
Mei Z F, Chen M, Xu M F, et al. Flow field in the upstream circular primary air duct of medium speed mills: numerical simulation and optimization design[J]. Thermal Power Generation, 2016, 45(11): 99.

（责任编辑　邓玲惠）