

北京航空航天大学学报
Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics
ISSN 1001-5965,CN 11-2625/V

《北京航空航天大学学报》网络首发论文

题目：氢燃料旋流杯喷嘴火焰宏观结构与排放特性研究
作者：李明轩，蔡霄煜，张欣驰，尹燕旭，李嘉怡，林宇震，韩啸
DOI：10.13700/j.bh.1001-5965.2026.0364
收稿日期：2026-06-04
网络首发日期：2026-09-11
引用格式：李明轩，蔡霄煜，张欣驰，尹燕旭，李嘉怡，林宇震，韩啸．氢燃料旋流杯喷嘴火焰宏观结构与排放特性研究[J/OL]．北京航空航天大学学报.
https://doi.org/10.13700/j.bh.1001-5965.2026.0364



网络首发：在编辑部工作流程中，稿件从录用到出版要经历录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿等阶段。录用定稿指内容已经确定，且通过同行评议、主编终审同意刊用的稿件。排版定稿指录用定稿按照期刊特定版式（包括网络呈现版式）排版后的稿件，可暂不确定出版年、卷、期和页码。整期汇编定稿指出版年、卷、期、页码均已确定的印刷或数字出版的整期汇编稿件。录用定稿网络首发稿件内容必须符合《出版管理条例》和《期刊出版管理规定》的有关规定；学术研究成果具有创新性、科学性和先进性，符合编辑部对刊文的录用要求，不存在学术不端行为及其他侵权行为；稿件内容应基本符合国家有关书刊编辑、出版的技术标准，正确使用和统一规范语言文字、符号、数字、外文字母、法定计量单位及地图标注等。为确保录用定稿网络首发的严肃性，录用定稿一经发布，不得修改论文题目、作者、机构名称和学术内容，只可基于编辑规范进行少量文字的修改。

出版确认：纸质期刊编辑部通过与《中国学术期刊（光盘版）》电子杂志社有限公司签约，在《中国学术期刊（网络版）》出版传播平台上创办与纸质期刊内容一致的网络版，以单篇或整期出版形式，在印刷出版之前刊发论文的录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿。因为《中国学术期刊（网络版）》是国家新闻出版广电总局批准的网络连续型出版物（ISSN 2096-4188，CN 11-6037/Z），所以签约期刊的网络版上网络首发论文视为正式出版。

氢燃料旋流杯喷嘴火焰宏观结构与排放特性研究

李明轩[1,2]，蔡霄煜[3]，张欣驰[4]，尹燕旭[1,2]，李嘉怡[1,2]，林宇震[1,2]，韩啸[1,2,✉]

（1. 北京航空航天大学 航空发动机研究院，北京 100191；2. 北京航空航天大学 航空发动机气动热力国家级重点实验室，北京 100191；3. 中国航发成都发动机有限公司，成都 610095；4. 太行国家实验室，成都 610200)

*通信作者 E-mail： han_xiao@buaa.edu.cn

摘要 为解决氢燃料旋流杯喷嘴宽工况下火焰稳定与 NOx 控制问题，设计三种双级旋流杯方案，研究旋流数、空气出口几何及中心体轴向结构对火焰形态和排放特性的影响。通过常温常压实验、火焰图像及 Abel 逆变换分析，并结合数值模拟，对比不同方案的火焰结构、流场组织、温度分布及 NOx 生成特性。结果表明，旋流杯结构参数通过调控中心回流区位置和燃料/空气混合过程，决定火焰附着或脱体模式。方案 B 采用 0.76/0.89 内外旋流数、20°空气出口外翻角及中心体轴向延伸结构，可形成稳定微脱体火焰。在 Φ=0.55 时，方案 B 火焰脱体距离约 15 mm，火焰锥角约 48°，归一化高温区面积较方案 A 降低约 48%，NOx 排放为 10 ppm，降幅约 60%。研究表明，适度增强旋流、推动回流区后移并增强径向掺混，可有效削弱头部高温区和 NOx 生成区，为低排放氢燃料旋流杯喷嘴优化提供参考。

关键词 氢燃料；旋流杯；火焰脱体；NOx 排放；Abel 逆变换；数值模拟

中图分类号 V231.2 文献标志码 A DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2026.0364

Study on flame structure and emission characteristics of hydrogen fuel swirl cup nozzle

LI Mingxuan[1,2], CAI Xiaoyu[3], ZHANG Xinchi[4], YIN Yanxu[1,2], LI Jiayi[1,2], LIN Yuzhen[1,2], HAN Xiao[1,2,✉]

（1. Research Institute of Aero-Engine, Beihang University, Beijing 100191, China；

2. National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics, Beihang University, Beijing, 100191, China;

3. Chengdu Engine(Group)Co., Ltd., Chengdu 610095, China;

4. Taihang National Laboratory, Chengdu 610200, China）

Abstract To address the issues of flame stability and NOx control in hydrogen-fueled swirl cup nozzles under wide operating conditions, three dual-stage swirl cup configurations were designed in this study. The effects of swirl number, air outlet geometry, and axial center-body structure on flame morphology and emission characteristics were investigated. Experiments under ambient temperature and pressure, flame imaging, Abel inversion analysis, and numerical simulations were combined to compare the flame structure, flow organization, temperature distribution, and NOx formation characteristics of different configurations. The results show that the structural parameters of the swirl cup determine the attached or lifted flame mode by regulating the location of the central recirculation zone and the fuel/air mixing process. Configuration B, with inner and outer swirl numbers of 0.76 and 0.89, respectively, a 20° outward air outlet angle, and an axially extended center body, forms a stable slightly lifted flame. At Φ = 0.55, Configuration B achieves a flame lift-off distance of approximately 15 mm and a flame cone angle of about 48°. The normalized high-temperature region area is reduced by about 48% compared with Configuration A, and the NOx emission decreases to 10 ppm, corresponding to a reduction of about 60%. The results indicate that moderately enhancing swirl intensity, shifting the recirculation zone downstream, and strengthening radial mixing can effectively suppress the high-temperature region and NOx formation zone near the combustor head, providing guidance for the optimization of low-emission hydrogen-fueled swirl cup nozzles.

Key words hydrogen fuel; swirl cup; lifted flame; NOx emission; Abel inversion; numerical simulation

在全球“双碳”战略目标的驱动下，航空工业作为高碳排放领域，减排压力巨大[1]。氢燃料因其

收稿日期：2026-06-04
基金项目：国家自然科学基金（52476099）；太行实验室资助项目（A2043）
网络首发时间：2026-09-11 17:53:52 网络首发地址：https://link.cnki.net/urlid/11.2625.V.20260911.1523.001

燃烧产物仅为水，理论上可实现零碳排放，被视为航空动力实现碳中和最具潜力的替代能源之一[2]。然而，氢气与常规碳氢燃料在物理化学性质上存在显著差异，氢气燃烧速度更快、火焰温度更高，造成 NOx 排放的控制难度更大[3-5]。因此，如何有效抑制高温燃烧下热力型 NOx 的生成，是实现氢能高效清洁利用的关键环节。

旋流燃烧技术是现代燃气轮机燃烧室组织燃烧的核心方式。通过旋流器产生的强旋转流动，可在燃烧区中心形成内部回流区（internal recirculation zone, IRZ），该回流区能卷吸高温燃烧产物，为新鲜反应物提供持续的点火热源，并增强湍流掺混，从而在宽工况范围内实现火焰稳定[6-7]。对于结构更为复杂的双级旋流杯，通过内、外旋流参数的组合设计，更为精细调控流场结构、燃料/空气混合过程及火焰驻定位置，为实现高效、稳定、低污染的燃烧提供了可能[8-9]。旋流杯的关键结构参数，如旋流数、空气出口几何以及燃料喷射方式，直接影响回流区尺度与强度、混合均匀性，并间接影响燃烧温度分布与污染物的生成[10-11]。

在常规碳氢燃料旋流燃烧研究方面，相关研究已较为深入。例如，葛鑫坤等[12]系统研究了旋流数对航空煤油喷雾燃烧稳定边界的影响，发现高旋流数会收缩稳定燃烧区间。Wang 等[13]通过实验将旋流杯下游划分为喷雾剪切层与中心回流区等不同特征区域，并建立了预测索特平均直径的半理论模型，揭示了燃料压力与温度对碳氢燃料雾化混合的影响。Kim[14]通过实验分析了旋流数与燃料喷射位置对贫预混旋流燃烧器热声不稳定性的影响，完善了燃烧器结构与振荡关联的理论。

针对氢燃料的旋流燃烧也逐渐展开。马立新等[15]设计了一种微型纯氢旋流燃烧器，采用非预混模式，在常压宽功率范围内实现了稳定燃烧，并测量了 NOx 排放特性。马存祥等[16]针对某型航空发动机燃烧室进行了改氢设计，采用氢气喷孔外置结合三级旋流器的旋流微扩散方案，数值模拟表明该方案可有效避免回火与自燃，并获得均匀的出口温度场。在基础机理研究方面，Marragou 等[17-18]实验研究了压力、旋流数及氢气喷射速度对双旋流同轴喷嘴火焰稳定模式及 NOx 排放的影响规律，指出高压利于火焰附着，而提高空气旋流数或氢气速度有助于实现低排放的抬升火焰。Aniello 等[19]通过实验与大涡模拟（LES），捕捉并分析了双旋流氢火焰在附着与抬升两种模式间转换的动态过程。Jiang 等[20-21]则量化分析了空气旋流数、氢气入口直径等结构参数对双旋流氢火焰模态转换及 NOx 生成机理的影响。此外，Reichel 等[22]研究了燃料动量与轴向空气喷射对氢预混旋流火焰回火极限的提升机制。

尽管已有上述研究，当前对于面向航空发动机燃烧室头部应用的氢燃料旋流杯喷嘴，其关键结构参数的协同设计，特别是旋流数、出口几何与燃料/空气导向三者的组合效应，及其在宽当量比和不同压降工况下的演化规律，尚不明确。这限制了高性能、低排放氢燃料旋流燃烧室头部的设计与优化。

针对上述不足，本文设计了三种具有不同结构特征的氢燃料双级旋流杯方案。通过系统的实验测量与数值模拟，研究不同旋流杯结构参数对氢火焰宏观结构、稳定性及 NOx 排放特性的影响规律。

1 实验和数值模拟方法

1.1 研究对象

本文以三种双级旋流杯喷嘴为研究对象，编号为 A、B、C，其材料均采用 316L 不锈钢。方案 A 采用较低的旋流强度，空气出口为水平直段，作为基准构型，用于对比评估后续结构改进的效果。方案 B 在方案 A 的基础上增大了内外旋流数，以增强旋流对火焰的稳定作用；同时空气出口采用 20°外翻角，并设计了中心体轴向延伸 3 mm，旨在改善气流分布并避免高温区积聚。方案 C 则在方案 B 的基础上进一步提高了旋流数，但取消了中心体轴向延伸，转而采用文氏管出口与氢气喷孔协同外倾 5°的设计，以期优化氢燃料与空气的混合过程。旋流杯的结构示意如图 1 所示，各方案的主要结构特征对比如表 1 所示。

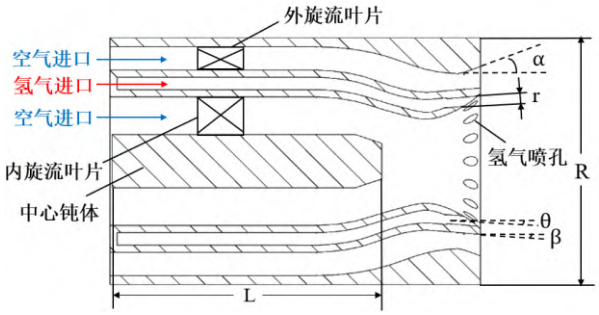

图 1 旋流杯结构示意
Fig.1 Structural diagram of swirler

表 1 旋流杯结构特征
Table 1　Structural parameters of swirler

	方案 A	方案 B	方案 C
旋流杯作用段直径 *R*/mm	28	25.6	25.6
氢气喷孔直径 *r*/mm	1	1	1
内旋流数	0.41	0.76	0.87
外旋流数	0.78	0.89	1.03
中心钝体长度 *L*/mm	30	33	30
空气出口段张角 *α*/°	无	20	20
文氏管出口张角 *β*/°	无	无	5
氢气喷孔出口张角 *θ*/°	无	无	5

1.2 实验系统布置

本文实验在航空发动机气动热力国家级重点实验室氢气实验平台进行，实验装置如图 2 所示，它由一个方形集气箱作为主体支撑结构，内部由下至上流通空气，石英玻璃筒（即燃烧器火焰筒）结构为长度与宽度相同的长方体，内径长、宽、高尺寸参数为 105 mm×105 mm×200 mm。

图 3 所示的实验系统由空气系统、氢气系统和数据采集系统组成。空气系统包括中压压气机、管路、减压阀、质量流量控制器（MFC）和电调阀；氢气系统包括氢气瓶组、管路、减压阀、MFC 及控制系统，用于供应氢燃料并控制压力。数据采集系统包含入口温度传感器、进出口压力传感器、燃气分析仪和单反相机。其中，燃气分析仪为 MRU Vario plus 便携式增强型烟气分析仪，采用电化学传感器，实时检测 NOx 浓度，量程 0～1000×10^{-6}，精度±5%；MFC 为 Alicat MCR 系列质量流量控制器，控制量程 0-500 L/min，精度±0.8%；相机为 Nikon D610 单反相机，焦距 50 mm，感光度 ISO-100，光圈 f/4.5，曝光时间 1/20 s，距离集气箱 40 cm；温度传感器为 K 型热电偶，量程 0-1100 ℃，精度 J1 级。压力传感器量程 0-10 kPa，精度 0.2 级。

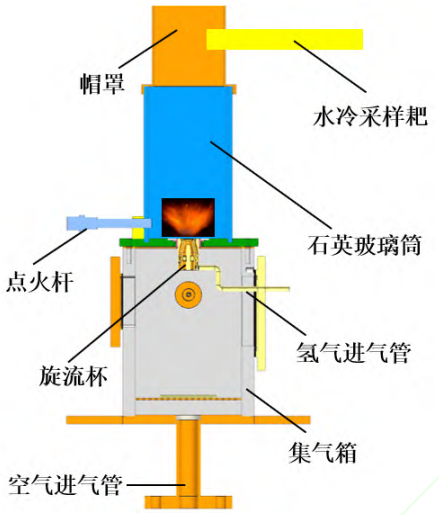

图 2 实验装置结构示意
Fig.2 Schematic diagram of the experimental device structure

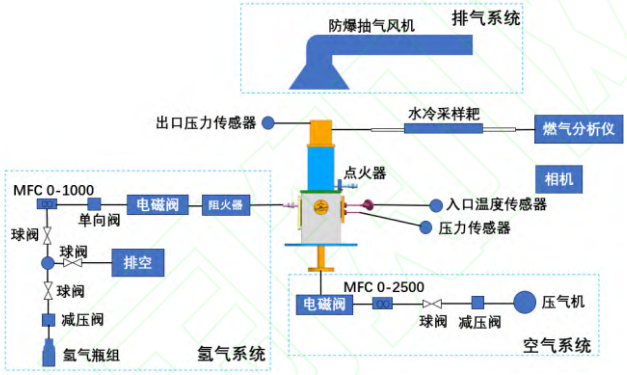

图 3 实验系统布置
Fig.3 Experimental system arrangement

1.3 实验工况

实验在常温 300 K、常压 0.101 MPa 条件下开展。在固定空气流量（对应 3%压降）的条件下，以当量比间隔 $\Delta\Phi$=0.05 为步长，从贫燃状态逐步提高当量比至 Φ=0.85。具体工况参数如表 2 所示。

表 2 实验工况参数
Table 2 Experimental condition parameters

当量比	压降	空气流量 g/s	出口喉道空气流速 m/s
0.25-0.85， 间隔 0.05	3%	12.7	71.86

1.4 数值模拟方法

图 4 展示了燃烧室模型计算域的网格划分结果。计算域包括入口延伸段、旋流杯、火焰筒及下游扩展区域，以保证进口流动充分发展并完整捕捉出口回流结构。网格前处理采用 FLUENT Meshing 生成 Poly-hexcore 混合网格，该方法兼具多面体网格与六面体网格优势，可在保证计算精度的同时控制网格规模。针对旋流器叶片区、火焰区等几何复杂、流动梯度和反应强度较大的区域进行局部加密，以提高关键流场和火焰结构的解析能力。计算网格总数约 2200 万，网格增长率为 1.2，网格质量均大于 0.3，满足数值计算稳定性要求。

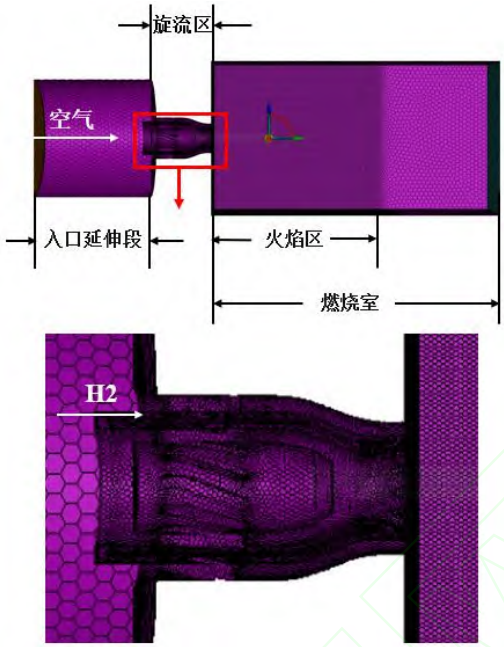

图 4 计算域网格
Fig.4 Computational domain grid

湍流模型采用 Realizable k-ε 模型。邓甜等[23]在旋流杯矩阵下游冷态流场特征分析中的结论，证明了 Realizable k-ε 湍流模型相较于 Standard k-ε 及 SST k-ω 模型，更适用于旋流杯冷态流场模拟，能够较好捕捉旋流流动中的各向异性特征。燃烧计算采用 Partially Premixed 部分预混燃烧模型，并结合 FGM 火焰面生成模型[24]，通过预先构建热化学数据库高效描述燃烧过程。NOx 预测采用后处理方法，考虑热力型 NOx 和快速型 NOx 两种生成路径。边界条件方面，空气和氢气入口均设为质量流量入口，出口设为压力出口并抑制回流，壁面采用无滑移绝热边界。压力-速度耦合采用 Coupled 算法，各控制方程均采用二阶迎风格式离散，收敛残差标准设为 10^{-6}，以保证计算结果的稳定性和可靠性。需要说明的是，本文计算中未对氢气优势扩散特征进行额外修正，也未单独引入 Soret 效应等与组分差异扩散有关的附加处理。采用的 FGM 模型基于绝热火焰面数据库建立，随着当量比升高，燃烧温度和热释放水平提高，辐射散热及壁面热损失等非绝热效应的影响增强，而这些因素在当前火焰面数据库中未得到充分考虑。因此，本文所研究范围内较高当量比工况的温度可能存在一定偏差。

为提高数值模拟结果的可信性，本文从宏观排放特性与火焰结构特征两个层面对数值模型进行了验证。

在宏观排放层面，对比了不同当量比条件下 NOx 排放实验值与仿真值。结果表明，各典型工况下 NOx 排放仿真值与实验值的偏差均控制在 20%以内，且数值模拟能够较好复现 NOx 随当量比变化的整体趋势，以及不同旋流杯方案之间的排放相对大小关系。

在火焰结构层面，将实验拍摄火焰图像经 Abel 逆变换处理后，与数值模拟所得 OH 自由基等值面火焰结构进行对比。在火焰结构层面，将实验拍摄火焰图像经 Abel 逆变换处理后，与数值模拟所得 OH 自由基等值面进行对比。数值结果能够反映三种方案火焰附着、微脱体及局部附着等主要形态，并较好反映主反应区轴向位置的变化趋势，但在方案 B 和方案 C 的火焰径向扩展范围及局部轮廓方面仍与实验结果存在差异。上述对比主要用于验证不同方案之间的相对变化趋势，不用于说明数值模型能够精确预测火焰局部形态。

此外，方案 A 在 Φ=0.55 附近的数值结果中也出现 OH 等值面局部断裂，与实验中观察到的火焰不稳定现象具有一定对应关系。综合来看，本文数值结果主要用于比较不同结构方案下流场、温度场和 NOx 生成区域的相对差异，并辅助解释实验中观察到的变化规律。

2 结果与分析

2.1 NOx 排放特性分析

图 5 是基于实验数据绘制的三种方案的 NOx 排放随当量比变化曲线。各方案具有部分共性和差异性。共性在于，随着当量比从点火当量升高 NOx 排放浓度总体呈上升趋势，主要原因是燃烧平均温度的升高，促进了热力型 NOx 的生成。然而，在不同方案之间以及同一方案的不同当量比区间，排放增长存在明显不同。

方案 A 在当量比从 0.25 升至 0.5 过程中，NOx 从极低水平平缓增长至 11 ppm。值得注意的是，在 Φ=0.55 工况点，NOx 测量值出现一个先突增至 25 ppm 再下降的趋势，随后在更高当量比下继续上升。

方案 B 表现出最低的 NOx 排放水平。在 Φ=0.55 时，NOx 仅为 10 ppm，显著低于 A 的 25 ppm 和 C 的 13 ppm。即使在 Φ=0.75 时，其排放也仅为 24 ppm，而 A 和 C 在该工况下分别为 36 ppm 和 40 ppm，若以方案 A 为基准，B 降排效果可达到 33%。此外，B 的排放曲线增长平缓，显示了其优异的低排放性能。

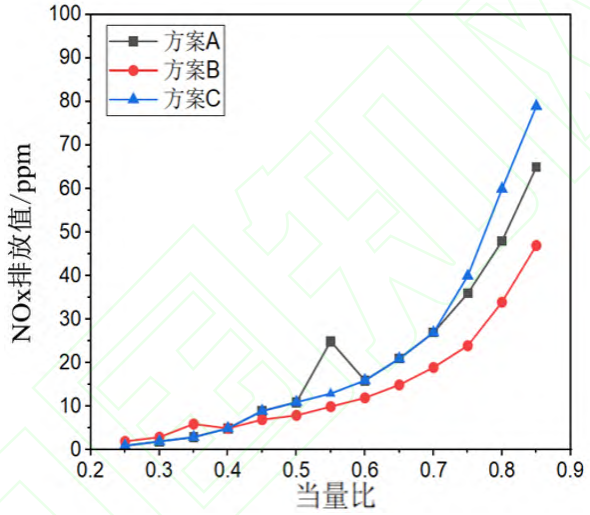

图 5 NOx 排放值随当量比变化图
Fig.5 NOx emission value with stoichiometric ratio variation chart

2.2 火焰宏观结构分析

三种旋流杯方案的火焰宏观结构呈现出显著差异，以当量比 0.55 的火焰图像为例，如图 6 所示。

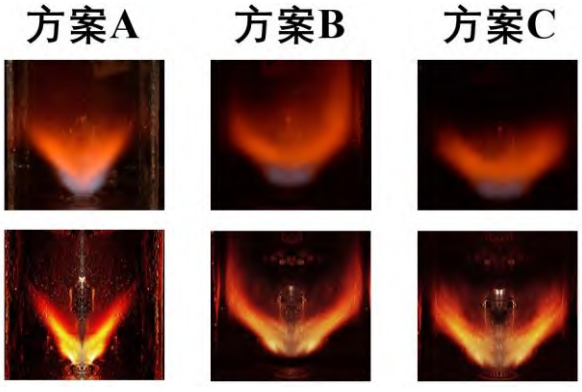

图 6 当量比 0.55 工况的火焰图像（上）及 Abel 逆变换处理（下）
Fig.6 Flame image under the equivalence ratio of 0.55 (top) and Abel inverse transform processing (bottom)

方案 B 在所研究的当量比范围内均形成较稳定的微脱体火焰。由火焰图像及 Abel 逆变换结果统计可知，方案 B 在 Φ=0.55 时的火焰脱体距显著高于方案 A 和方案 C；同时，方案 B 火焰锥角较方案 A 更大。较大的火焰锥角表明氢燃料与空气在径向方向具有更充分的扩散与混合空间，有助于降低局部富燃区和高温热点形成概率。

方案 A 由于旋流强度较低且空气出口为水平直段，火焰根部主要附着于旋流杯出口附近，头部附近容易形成局部高温区。当 Φ=0.55 时，火焰出现图 7 的间歇性抬升与回缩振荡，导致局部高温区扩大，对应 NOx 排放出现突增（图 7 中的 t 表示拍摄时间）方案 C 虽然具有更高旋流数和燃料/空气出口外倾设计，但由于缺乏中心体轴向延伸对回流区位置的调控，火焰脱体程度有限，仍表现出局部附着特征，其 NOx 减排效果弱于方案 B。

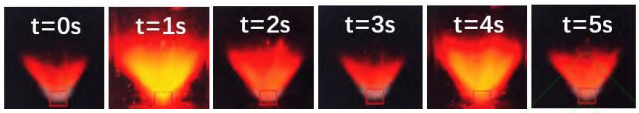

图 7 方案 A 当量比 0.55 时的火焰不稳定现象
Fig.7 Flame instability phenomenon of Scheme A at equivalence ratio 0.55

3 数值仿真分析

3.1 NOx 排放仿真结果

表 3 给出了三种方案典型工况下 NOx 排放实验值与数值模拟值的对比结果。数值模拟能够反映不同方案 NOx 排放随当量比变化的总体趋势，以及方案 B 排放较低、方案 A 在 Φ=0.55 附近 NOx 升高等主要特征。经核查，各典型工况实验值与计算值的偏差约为 8%~20%。

数值结果与实验之间仍存在一定偏差，其主要来源包括以下方面：

1）本文采用稳态 RANS 方法，难以完全捕捉强旋流火焰中的非定常涡结构、瞬态脉动及火焰面振荡过程；

2）本文采用的 FGM 模型基于绝热火焰面数据库建立，且未对氢气优势扩散特征进行额外修正。对于氢燃料火焰，优势扩散会影响局部火焰结构和温度分布；同时，辐射散热及壁面热损失等非绝热效应在当前模型中也未得到充分考虑，因此温度场和 NOx 生成速率的预测仍存在偏差；

3）NOx 排放测量受采样位置、烟气混合均匀性及燃气分析仪响应时间影响，也会引入一定实验不确定度。

因此，本文不将数值结果作为较高当量比下 NOx 绝对排放值的精确预测，主要用于比较不同方案流场、温度场及 NOx 生成区域的相对变化，并辅助解释实验结果。

表 3 各方案典型工况的NOx排放仿真结果
Table 3 Simulation results of NOx emission under typical working conditions of each scheme

方案	工况	实验 NOx 排放值 ppm	仿真 NOx 排放值 ppm	偏差
A	当量比 0.5	11	10	9%
	当量比 0.55	25	22	12%
	当量比 0.6	16	14	13%
B	当量比 0.55	10	8	20%
C	当量比 0.55	13	14	-8%

3.2 火焰脱体距离与高温区面积定量分析

为定量比较不同旋流杯方案的火焰轴向位置及高温区域尺度，本文基于数值模拟结果提取火焰脱体距离 H 和高温区面积 A_h（A 表示面积，下标 $_h$ 表示高温区）。三种方案均采用相同的火焰判据、温度阈值和统计区域，以保证结果具有可比性。

以旋流杯出口平面为轴向坐标原点，沿燃烧室下游方向为正。数值计算中采用 OH 质量分数 Y_{OH}=0.002 的等值面表征主反应区（Y 表示质量分数，下标 OH 表示氢氧根基团）。火焰脱体距离 H 定义为该等值面最上游位置至旋流杯出口平面的轴向距离。

高温区面积在燃烧室中心纵向截面上统计，结合氢燃烧热力型 NO 生成温度特征，本文将温度不低于 1800 K 的区域定义为高温区。在 Fluent 后处理中，首先建立三种方案相同位置的中心纵向截面，随后采用 Iso-Clip 截取温度 T≥1800 K 的区域，并利用 Surface Integrals 中的 Area 功能统计面积。三种方案采用相同的截面位置及统计范围。为比较不同方案高温区域的相对尺度，以方案 A 的高温区面积作为基准，定义归一化高温区面积 $A_{h,i}/A_{h,A}$（下标 i 和 A 表示方案编号）。具体的温度云图见 3.4 节，统计结果如表 4 所示。

表 4 不同方案火焰结构参数统计（Φ=0.55）

Table 4 Statistical comparison of flame structure parameters for different schemes (Φ=0.55)

方案	火焰脱体距离 H/mm	归一化高温区面积 $A_{h,i}/A_{h,A}$	NOx/ppm
A	5	1.00	25
B	15	0.17	10
C	9	0.35	13

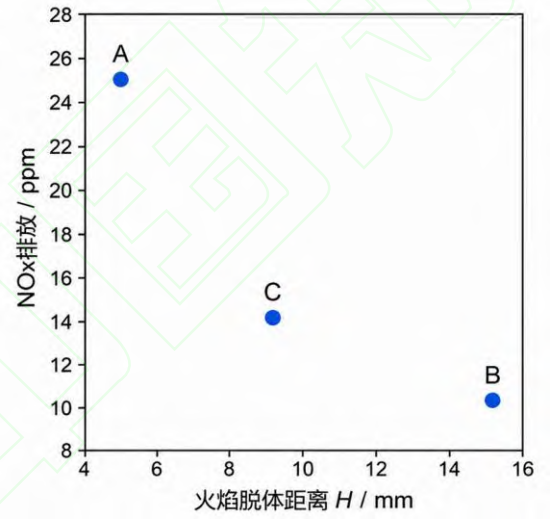

图 8 不同方案 NOx 排放与火焰脱体距离对比

Fig.8 Comparison of NOx emission and flame lift-off distance for different schemes

由表 4 和图 8 可见，在本文三个方案中，火焰脱体距离与 NOx 排放呈现一定的协同变化趋势。方案 B 的火焰脱体距离最大，约为 15 mm，对应 NOx 排放最低，为 10 ppm；方案 A 的脱体距离约为 5 mm，对应 NOx 排放为 25 ppm；方案 C 则介于两者之间。但三种方案除火焰脱体距离外，旋流强度、出口几何及中心体结构等参数也存在差异，因此仅根据上述三个方案并未建立火焰脱体距离与 NOx 排放之间的定量关系。

归一化高温区面积 $A_{h,i}/A_{h,A}$ 与 NOx 排放呈正相关关系，如图 9 所示。方案 A 在 Φ=0.55 工况下，由于火焰断裂和局部附着导致温度 1800 K 以上高温区面积最大，归一化面积为 1.00，对应 NOx 排放出现突增。相比之下，方案 B 的高温区面积仅为方案 A 的约 17%，NOx 生成区范围明显减小，说明其稳定微脱体火焰能够有效削弱局部高温区尺度。

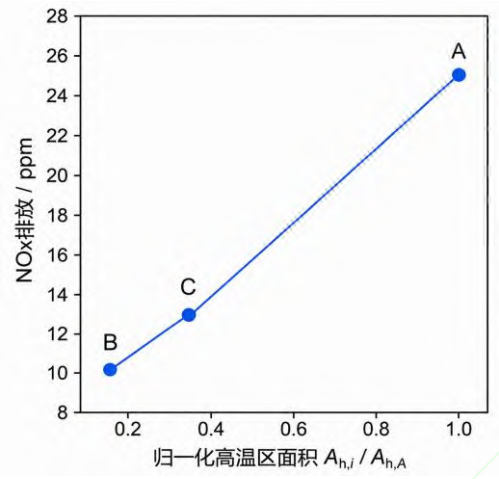

图 9 不同方案 NOx 排放与归一化高温区面积对比
Fig.9 Comparison of NOx emission and normalized high-temperature zone areas in different schemes

此外，火焰锥角增大有助于增强径向掺混，使燃料与空气在进入主反应区前获得更充分的混合空间，从而降低局部富燃燃烧和高温热点形成概率。方案 B 的火焰锥角最大，表明其在径向扩散和混合均匀性方面具有优势。虽然方案 C 也具有较大的火焰锥角，但其回流区位置偏前，局部高温区仍靠近头部区域，因此 NOx 排放并未进一步降低。

3.3 方案 A 火焰不稳定分析

为分析方案 A 在 Φ=0.5-0.55 区间出现火焰振荡和断裂的原因，选取 Φ=0.5、0.55 和 0.6 三个典型工况，对其 OH 分布、氢气质量分数、温度场及 NOx 分布进行对比，并结合实验中火焰随时间的变化，分析该区间的火焰失稳特征。

图 10 展示了方案 A 在不同当量比下的三维火焰结构，以 OH 基质量分数=0.002 的等值面表征，色卡为距离旋流杯出口的轴向位置（单位 mm），数值从大到小排列，表示火焰从下游向上游的分布。当量比 Φ=0.5 和 Φ=0.55 时，火焰根部出现明显的 OH 等值面断裂，火焰锋面完整性遭到破坏，这一现象与实验中观测到的火焰抬升与回缩振荡行为相吻合，表明该当量比区间内火焰进入不稳定状态。与此同时，该工况下 NOx 排放出现异常升高，在 Φ=0.55 时 NOx 突增至 25 ppm，进一步印证了火焰失稳对排放性能的不利影响。当量比升高至 Φ=0.6 后，OH 等值面断裂消失，火焰结构重新趋于稳定，NOx 排放也随之回落。

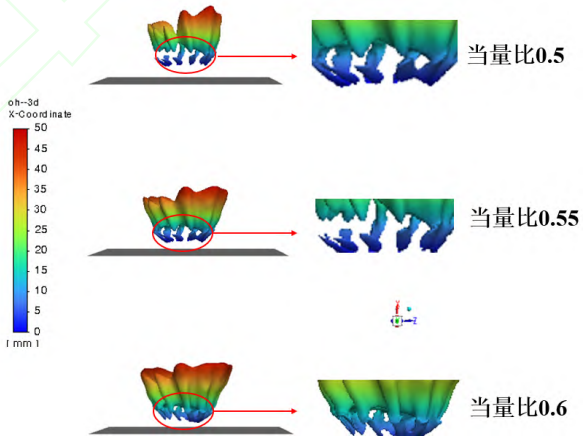

图 10 方案 A 当量比 0.5-0.6 的 OH=0.002 三维等值面
Fig.10 3D iso-surface of OH = 0.002 for Scheme A at equivalence ratios of 0.5–0.6

由此可见，Φ=0.5~0.55 处于方案 A 火焰稳定状态转换的敏感区间，较小的流动或混合状态变化

即可引起火焰根部位置发生明显变化。

图 11 给出了方案 A 在当量比 0.5、0.55、0.6 下的氢气质量分数分布云图。从宏观分布来看，氢气在各工况下均主要集中于旋流杯出口附近的剪切层区域，整体分布形态相似。相比之下，当量比 Φ=0.6 时，氢气在燃烧区内的分布更为均匀，局部高浓度积聚区明显减弱，表明该工况下燃料与空气的混合特性得到改善。结合方案 A 的结构特点可知，其内、外旋流强度较低，且空气出口为水平直段，旋流杯出口附近的燃料主要集中在剪切层内。在 Φ=0.5-0.55 时，燃料分布仍存在较明显的局部不均匀性，火焰根部处于剪切层和回流区交界位置，对局部流速及混合状态变化较为敏感。当局部气流速度与火焰传播速度之间的平衡受到扰动时，火焰根部容易发生局部熄灭并向下游抬升；随着高温产物回流和局部混合状态恢复，火焰又可能重新向上游传播并附着，从而形成实验中观察到的抬升回缩及局部断裂现象。

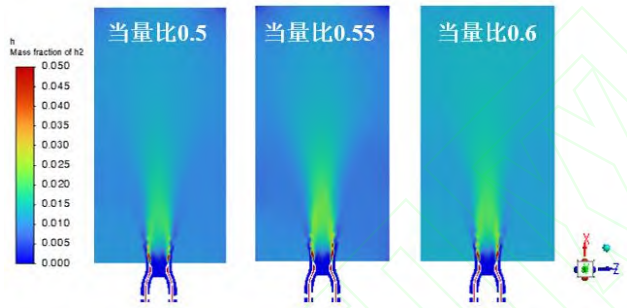

图 11 方案 A 当量比 0.5-0.6 的氢气分布云图

Fig.11 Hydrogen mass fraction contour of Scheme A with equivalence ratio 0.5-0.6

结合图 10、图 12 和图 13 可以看出，Φ=0.55 时火焰不稳定与局部高温区扩大同时出现。该工况下温度 T=2000 K 等温线围成的高温区域明显增大，NOx 高生成区域也随之扩展，并在中心回流区附近出现较高 NO 浓度。随着当量比升高至 Φ=0.6，OH 等值面恢复连续，燃料分布趋于均匀，局部高温区和 NOx 高生成区均有所缩小，与实验中 NOx 由 25 ppm 降至 16 ppm 的变化趋势一致。

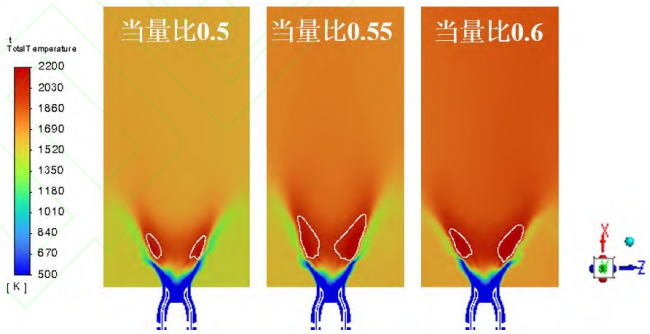

图 12 方案 A 当量比 0.5-0.6 的温度云图

Fig.12 Temperature contour of Scheme A with equivalence ratio 0.5-0.6

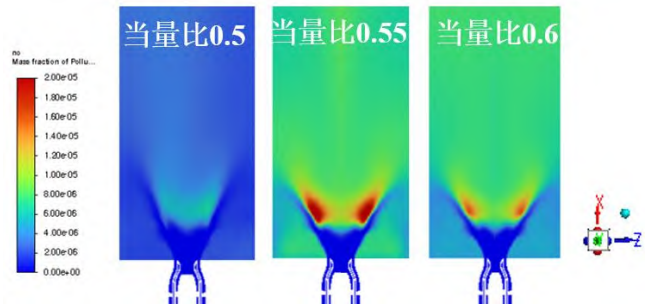

图 13 方案 A 当量比 0.5-0.6 的 NOx 分布云图
Fig.13 Contour of NOx distribution for Scheme A with equivalence ratio 0.5-0.6

综合实验和数值结果，方案 A 在 Φ=0.5~0.55 范围内处于火焰稳定模态转换的临界区。较低的旋流强度使其回流稳定作用有限，燃料又主要分布于出口剪切层附近，火焰根部对局部流动和混合状态变化较为敏感。当局部流速、燃料浓度发生波动时，火焰传播速度与来流速度之间的平衡容易被打破，引起局部熄灭、火焰抬升和再附着。Φ 升高至 0.6 后，燃料分布更加均匀，反应区连续性恢复，火焰重新进入稳定状态。

需要说明的是，本文采用稳态 RANS 方法，不能直接解析流场脉动和燃料浓度的瞬态变化，因此上述失稳过程是结合实验火焰动态变化及不同工况稳态流场结果作出的分析。

3.4 方案 B 脱体火焰特性分析

为进一步阐明方案 B 低排放的性能机理，基于数值模拟结果，对当量比 Φ=0.55 工况下三种方案的火焰结构、流场特性、温度分布及 NOx 生成分布进行对比分析。

图 14 与图 15 分别给出了 Φ=0.55 时各方案的实验火焰结构和数值 OH 等值面。数值结果能够反映三种方案火焰根部轴向位置及附着/脱体状态的主要差异，但方案 B 和方案 C 在火焰径向扩展范围、轮廓形状等方面与实验结果仍存在一定差异。因此，以下分析主要依据数值结果比较不同方案的相对变化规律。三维火焰仍以 OH 基质量分数=0.002 等值面表征，同时色卡为距离旋流杯出口的轴向位置（单位 mm），可直观量化火焰的脱体距离。三维 OH 等值面显示，方案 A 反应区靠近旋流杯出口，方案 C 火焰根部存在一定抬升，方案 B 主反应区整体位于更下游的位置。尽管数值火焰的局部轮廓与实验图像仍存在一定差异，但该结果在火焰轴向位置变化方面与实验观察具有一致趋势。

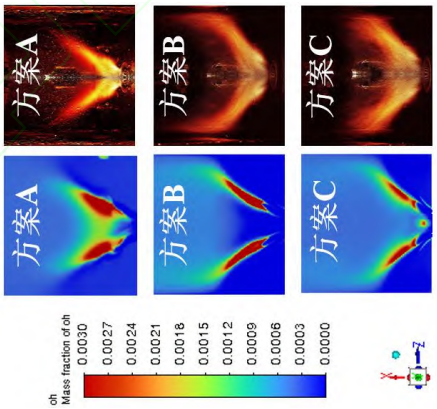

图 14 当量比 0.55 下各方案火焰结构云图及拍摄图像的 Abel 逆变换处理
Fig.14 Flame structure contour and Abel inversion processing of photographed images of each scheme at equivalence ratio 0.55

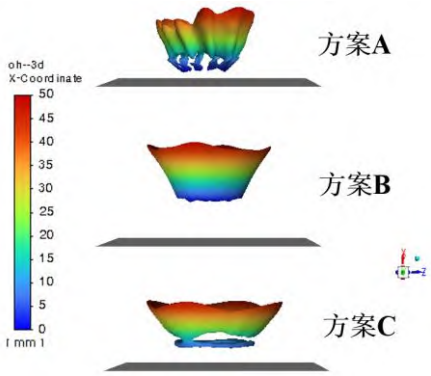

图 15 当量比 0.55 下各方案 OH=0.002 三维等值面
Fig.15 3D isosurfaces of OH=0.002 for various schemes at equivalence ratio 0.55

图 16 和图 17 分别为各方案的流场 x 轴方向速度和冷态氢气分布云图。图 16 中，方案 A 的中心回流区覆盖至旋流杯出口附近，回流区轴向长度 120 mm、最大径向长度 22 mm，均明显小于其他方案，回流强度有限。方案 C 由于旋流数最高，产生了最强的旋流效应，其中心回流区直径最大且延伸至出口上游，回流区轴向长度 213 mm、最大径向长度 34 mm，但过强的旋流效应导致旋流杯出口处的回流速度过高，该回流速度达到-52 m/s，这导致回流区主体区域（图中框线内）推离效果有限。方案 B 的流场结构最为理想：较高的旋流数与空气出口 20°外翻角协同作用，产生了尺度适中的中心回流区，回流区轴向长度 187 mm、最大径向长度 32 mm，同时中心体的轴向延伸将回流区主体区域（图中框线内）推离头部，为火焰脱体创造了有利的流场条件。

图 17 展示了三种旋流杯方案在当量比 0.55 下的氢气质量分数分布图。对比可见，方案 A 的氢气分布范围较窄，主要集中于旋流杯出口附近的剪切层区域，与空气混合空间有限，易于在头部形成局部富燃区。方案 C 在文氏管出口与氢气喷孔协同外倾 5°的作用下，氢气向燃烧室周向扩散范围增大，呈现出明显的径向扩张趋势；然而，受强旋流影响，旋流杯出口附近仍存在局部氢气积聚，混合均匀性仍有不足。因此，两种方案虽然形成了不同的宏观火焰形态，但均存在不利于 NOx 进一步降低的掺混特征，使其在较低当量比范围内的 NOx 排放总体接近。方案 B 的氢气浓度分布最为均匀，氢气自喷孔喷出后，在较高的旋流数、空气出口 20°外翻角及中心体轴向延伸的共同作用下，向径向和轴向扩散，整个燃烧区内无明显的高浓度氢气积聚区。

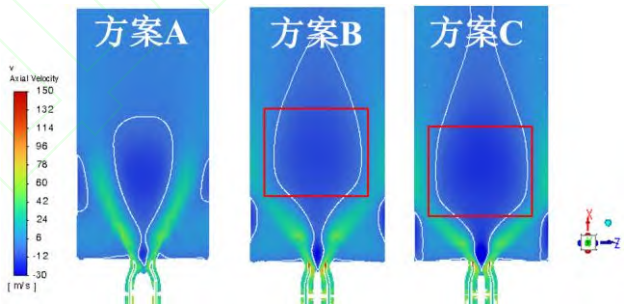

图 16 当量比 0.55 下各方案流场轴向速度云图
Fig.16 Axial velocity contour of flow field for various schemes at equivalence ratio 0.55

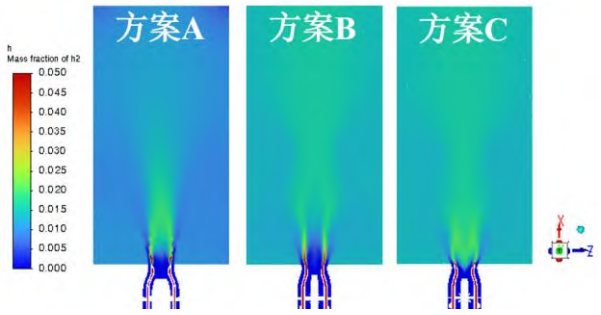

图 17　当量比 0.55 下各方案氢气分布云图
Fig.17 Hydrogen distribution contour for various schemes at equivalence ratio 0.55

图 18 与图 19 分别展示了各方案的温度场与 NOx 质量分数分布，其中图 18 中以 1800 K 等温线围成的区域表示局部高温区。方案 A 的高温区面积较大且集中，高温区内具有高浓度 NO 基团。方案 C 由于强回流作用，高温区向头部上游延伸，旋流杯出口附近有 NOx 生成。方案 B 的局部高温区被显著抑制，整个燃烧区内无明显的高温热点，其 NOx 生成区被限制在远离头部的区域，且生成强度显著低于其他两方案。这直接证明了其脱体火焰结构通过均匀流场温度，从源头上抑制了热力型 NOx 的生成。

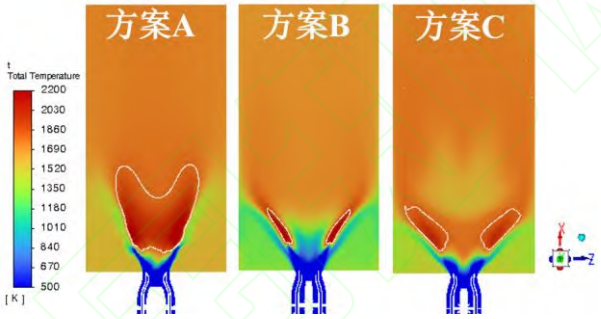

图 18　当量比 0.55 下各方案局部高温云图
Fig.18 Local high-temperature contour of each scheme at equivalence ratio 0.55

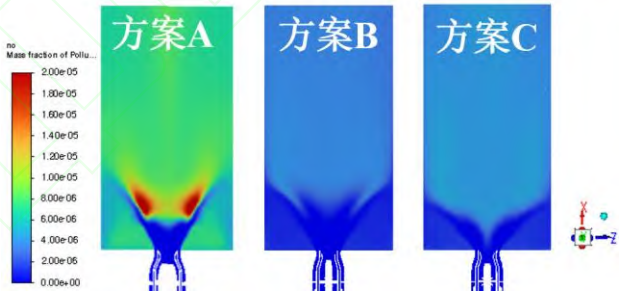

图 19　当量比 0.55 下各方案 NOx 分布云图
Fig.19　NOx distribution contour of each scheme at equivalence ratio 0.55

从火焰结构参数来看，方案 B 在 Φ=0.55 时的脱体距离约为 15 mm，明显大于方案 A 和方案 C。该结果说明，方案 B 并非简单依靠提高旋流数实现火焰稳定，而是通过“较高旋流数+出口外翻角+中心体轴向延伸”的协同作用，使中心回流区主体位置适度后移，进而形成稳定微脱体火焰。

与方案 A 相比，方案 B 的高温区面积明显减小，NOx 生成区远离旋流杯出口附近区域。结合流场和燃料分布结果可知，该变化是旋流强度、回流区位置、出口气流方向及燃料/空气混合共同作用的结果。方案 B 形成的微脱体火焰是上述燃烧组织变化的宏观表现之一。与方案 C 相比，方案 B 虽然旋流数略低，但由于中心体轴向延伸对回流区位置具有更好的调控作用，避免了过强旋流导致的回流区前移和火焰局部附着。因此，方案 B 表现出更优的稳定性和低排放性能。

这一结果表明，对于氢燃料旋流杯喷嘴设计而言，单纯提高旋流数并不是降低 NOx 的充分条件。旋流强度必须与回流区位置、出口气流扩张方向以及燃料/空气混合路径协同匹配，才能形成稳定微脱体火焰并降低 NOx 排放。

4 常温常压结果的工程适用性分析

本文实验在常温常压条件下开展。航空发动机实际燃烧室通常处于高温高压环境。压力升高会增强反应速率，提高燃烧强度，并可能促进火焰向头部附着；入口温度升高则会提高反应物初始焓值，使燃烧温度和 NOx 生成倾向进一步增加。因此，本文所得 NOx 绝对排放值不能直接等效于真实航空发动机工况下的排放水平。

然而，从燃烧组织机理上看，旋流数、回流区位置、火焰脱体特征、混合均匀性及局部高温区尺度对 NOx 生成的影响具有一定普适性。本文提出的“适度高旋流数+回流区后移+出口扩张+增强径向掺混”的设计思想，本质上是通过延长燃料/空气混合路径、削弱头部局部富燃区、降低高温热点尺度并使 NOx 高生成区远离头部区域，从而实现低 NOx 燃烧。在本文常温常压及所考察的结构参数范围内，方案 B 表现出较好的综合性能。其内、外旋流数分别为 0.76 和 0.89，空气出口外翻角为 20°，中心体较基准方案轴向延伸 3 mm。对应中心回流区轴向长度约 187 mm、最大径向尺度约 32 mm；相比方案 A 的 120 mm 和 22 mm，分别增加约 56%和 45%。在 Φ=0.55 时，方案 B 的归一化高温区面积约为 0.17，较方案 A 减小约 83%，实验 NOx 由 25 ppm 降低至 10 ppm，降幅约 60%。上述参数可作为本文试验范围内后续旋流杯结构设计和优化的定量参考，但不作为高温高压工况下的直接设计限值。

进一步提高旋流强度并未获得更低排放。方案 C 的内、外旋流数提高至 0.87 和 1.03，中心回流区轴向长度增至 213 mm、最大径向尺度增至 34 mm，出口附近局部回流速度达到约−52 m/s。虽然其径向扩展和掺混能力增强，但过强回流使高温区域仍向头部延伸。当 Φ=0.55 时，其 NOx 为 13 ppm，高于方案 B 的 10 ppm；当 Φ=0.75 时，方案 C 的 NOx 升至 40 ppm，而方案 B 为 24 ppm。由此可见，在本文结构范围内，旋流强度存在与回流区位置相匹配的问题，而并非越大越有利。

5 结 论

本文围绕氢燃料旋流杯喷嘴的火焰稳定性与 NOx 排放控制问题，开展了三种双级旋流杯方案的实验研究与数值模拟研究，重点分析了旋流数、空气出口几何及中心体轴向结构对火焰组织模式和 NOx 生成特性的影响规律，主要结论如下：

1) 旋流杯结构通过调控中心回流区的位置、尺度和强度，决定了氢燃料火焰的附着与脱体稳定模式，并进一步影响局部高温区分布及 NOx 生成特性。低旋流数、水平空气出口结构容易形成附着火焰，使高温反应区集中于头部附近，在特定当量比下易诱发火焰振荡和 NOx 突增。

2) 在本文结构参数范围内，将内、外旋流数由方案 A 的 0.41、0.78 提高至方案 B 的 0.76、0.89，并结合 20°空气出口外翻角和 3 mm 中心体轴向延伸后，中心回流区轴向长度由 120 mm 增至 187 mm，最大径向尺度由 22 mm 增至 32 mm。进一步将旋流数提高至方案 C 的 0.87、1.03 后，回流区轴向长度增至 213 mm，出口附近局部回流速度达到约−52 m/s，但 NOx 排放并未进一步降低。因此，在本文考察范围内，旋流强度需与回流区位置协同匹配。

3) 方案 B 采用 20°空气出口外翻角和 3 mm 中心体轴向延伸后，形成轴向长度约 187 mm、最大径向尺度约 32 mm 的中心回流区，回流区主体较方案 A 明显后移。该结构同时改善了氢气径向和轴向扩散，使出口附近局部燃料积聚减弱。

4) 在本文三个方案中，火焰脱体程度、局部高温区尺度与 NOx 排放表现出一定的协同变化。Φ=0.55 时，方案 B 的火焰脱体距离约为 15 mm，高温区面积约为方案 A 的 17%，NOx 排放为 10 ppm。结果表明，较小的高温区尺度与较低的 NOx 排放表现出一致的变化趋势。

5) 对于氢燃料旋流燃烧室头部设计，较优设计原则应为：在保证火焰稳定和避免回火的前提下，通过“适度高旋流+回流区后移+出口扩张+增强径向掺混”实现火焰微脱体与温度场均匀化，从而

协同优化燃烧稳定性与低 NOx 排放性能。综合三种方案结果，在本文常温常压和所考察结构范围内，内、外旋流数约 0.76 和 0.89、空气出口外翻角 20 °并配合 3 mm 中心体轴向延伸的方案获得了较好的稳定性与低排放综合性能。该组合可作为后续氢燃料旋流杯设计的参考起点。

参考文献（References）

[1] Zhou H Q,Xue J Y,Gao H B,et al.Hydrogen-fueled gas turbines in future energy system[J].International Journal of Hydrogen Energy,2024,64:569-582.

[2] Mac Dowell N,Sunny N,Brandon N,et al.The hydrogen economy: A pragmatic path forward[J].Joule,2021,5(10):2524-2529.

[3] Reichel T G,Paschereit C O.Interaction mechanisms of fuel momentum with flashback limits in lean-premixed combustion of hydrogen[J].International Journal of Hydrogen Energy,2017,42(7):4518-4529.

[4] Syred N,Giles A,Lewis J,et al.Effect of inlet and outlet configurations on blow-off and flashback with premixed combustion for methane and a high hydrogen content fuel in a generic swirl burner[J].Applied Energy,2014,116:288-296.

[5] Huang Y,Yang V.Dynamics and stability of lean-premixed swirl-stabilized combustion[J].Progress in Energy and Combustion Science,2009,35(4):293-364.

[6] Palies P.Flow and flame mechanisms for swirl-stabilized combustors[J].Aerospace,2025,12(5):430.

[7] Guo S L,Wang J H,Zhang W J,et al.Effect of hydrogen enrichment on swirl/bluff-body lean premixed flame stabilization[J].International Journal of Hydrogen Energy,2020,45(18):10906-10919.

[8] 姚尚军，李概奇，彭剑勇，等．2 级与 3 级旋流杯燃烧室流动与点火特性试验[J]．航空发动机，2025，51（4）：84-89．
Yao S J,Li G Q,Peng J Y,et al.Experimental investigation on flow and ignition characteristics of 2-stage and 3-stage swirl cup combustors[J].Aeroengine,2025,51(4):84-89(in Chinese).

[9] Bai N J,Fan W J,Zhang R C,et al.Numerical investigation into the structural characteristics of a hydrogen dual-swirl combustor with slight temperature rise combustion[J].International Journal of Hydrogen Energy,2021,46(43):22646-22658.

[10] Vashahi F,Rezaei S,Dafsari R A,et al.Sensitivity analysis of the vane length and passage width for a radial type swirler employed in a triple swirler configuration[J].Theoretical and Applied Mechanics Letters,2019,9(6):363-375.

[11] 陈闯，沈世成，付雪青，等．主燃孔参数对双级轴向旋流燃烧室流动与燃烧特性的影响[J]．内燃机工程，2025，46（3）：39-47．
Chen C,Shen S C,Fu X Q,et al.Effects of primary inlet hole parameters on the flow and combustion characteristics of a two-stage axial swirl combustor[J].Chinese Internal Combustion Engine Engineering,2025,46(3):39-47(in Chinese).

[12] 葛鑫坤，王旭怀，刘勇，等．旋流器参数对燃烧不稳定边界影响研究[J]．燃烧科学与技术，2025，31（1）：81-93．
Ge X K,Wang X H,Liu Y,et al.Influence of swirler parameters on combustion instability boundary[J].Journal of Combustion Science and Technology,2025,31(1):81-93(in Chinese).

[13] Wang D H,Huang Y,Zhang H Z.Spray characteristics of different regions downstream of a swirl cup[J].Chinese Journal of Aeronautics,2024,37(8):124-143.

[14] Kim K T.Combustion instability feedback mechanisms in a lean-premixed swirl-stabilized combustor[J].Combustion and Flame,2016,171:137-151.

[15] 马立新，于榕榕，李国能，等．纯氢旋流燃烧及其污染物排放特性的实验研究[J]．能源环境保护，2025，39（5）：161-170．
Ma L X,Yu R R,Li G N,et al.Experimental investigation of pure hydrogen swirl combustion and its pollutant emission characteristics[J].Energy Environmental Protection,2025,39(5):161-170(in Chinese).

[16] 马存祥，李茂，李九龙，等．氢燃料燃烧室旋流微扩散方案设计及数值仿真分析[J]．燃气涡轮试验与研究，2024，37（5）：1-9．
Ma C X,Li M,Li J L,et al.Design and numerical simulation analysis of hydrogen combustion chamber rotation micro diffusion scheme[J].Gas Turbine Experiment and Research,2024,37(5):1-9(in Chinese).

[17] Marragou S,Mengu D,Es-sebbar E T,et al.Flame stabilization and pollutant emissions from a H2/air dual swirl coaxial injector at elevated pressure[J].International Journal of Hydrogen Energy,2025,100:163-172.

[18] Marragou S,Guiberti T F.On the mechanisms behind the release of unburnt fuel from lean swirled partially premixed hydrogen flames at elevated pressure[J].International Journal of Hydrogen Energy,2025,186:152002.

[19] Aniello A,Laera D,Marragou S,et al.Experimental and numerical investigation of two flame stabilization regimes observed in a dual swirl H2-air coaxial injector[J].Combustion and Flame,2023,249:112595.

[20] Jiang J Y,Wan B,Yu T Z,et al.Effects of structural variations on NOx formation in coaxial dual-swirl hydrogen flames[J].International Journal of Hydrogen Energy,2025,148:150047.

[21] Jiang J Y,Zhang X X,Yu T Z,et al.Structural impact on flame dynamics and mode transition in dual-swirl hydrogen flames[J].Aerospace Science and Technology,2025,162:110206.

[22] Reichel T G,Terhaar S,Paschereit C O.Increasing flashback resistance in lean premixed swirl-stabilized hydrogen combustion by axial air injection[C]//Proceedings of the ASME Turbo Expo 2014:Turbine Technical Conference and Exposition.Düsseldorf,Germany:American Society of Mechanical Engineers,2014:GT2014-27002.

[23] 邓甜，陈伟，高绪万．旋流杯矩阵下游冷态流场特征分析[J]．热科学与技术，2019，18（4）：278-285．
Deng T,Chen W,Gao X W.Analysis of the characteristics of downstream cold flow field in a swirl cup matrix[J].Thermal Science and Technology,2019,18(4):278-285(in Chinese).

[24] Donini A,Bastiaans R J M,Van Oijen J A,et al.A 5-D implementation of FGM for the large eddy simulation of a stratified swirled flame with heat loss in a gas turbine combustor[J].Flow,Turbulence and Combustion,2017,98(3):887-922.