

## 弱旋流燃烧器燃料/空气预混均匀性研究\*

方刚毅<sup>1</sup>, 邢菲<sup>1</sup>, 赵梦梦<sup>2</sup>

(1. 厦门大学 航空航天学院, 福建 厦门 361005;  
2. 北华航天工业学院 机电工程学院, 河北 廊坊 065000)

**摘要:** 设计了不同甲烷/空气预混方案, 对弱旋流燃烧器的预混均匀性展开研究, 对当量比为0.7的预混气体进行数值模拟, 分析了燃料喷射孔和旋流器结构特性对掺混的影响机制。结果表明: 喷射孔径影响燃料的初始分布, 很大程度上决定了在有限空间内可以达到的最终混合效果, 对给出的预混结构, 存在最佳当量孔径 $b=0.01$ 及对应的平均动量通量比 $J=75.59$ , 使混合效果最优, 此时燃烧器出口的空间混合不均匀度 $SMD=6.57\%$ 。弱旋流流场由中心直流通量和外环旋流通量共同作用, 其中旋流对燃料扩散起主导作用, 在保证弱旋流特性的前提下, 通过增大孔板阻塞比或旋流叶片几何角的方式能够强化旋流作用, 从而提高预混均匀性。

**关键词:** 贫预混燃烧; 预混均匀性; 弱旋流; 喷射孔径; 旋流作用

**中图分类号:** V231.2      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1001-4055 (2021) 06-1293-10

**DOI:** 10.13675/j.cnki.tjjs.190890

## Fuel/Air Premixing Uniformity of Low Swirl Burner

FANG Gang-yi<sup>1</sup>, XING Fei<sup>1</sup>, ZHAO Meng-meng<sup>2</sup>

(1. School of Aerospace Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China;  
2. School of Mechanical and Electrical Engineering, North China Institute of Aerospace Engineering, Langfang 065000, China)

**Abstract:** Different methane/air premixing schemes are designed and the premixing uniformity of the low swirl burner is studied to provide a reference for the overall design of the burner. Comparisons are performed with experimental measurements for the aim to validating the numerical method. Then a numerical simulation of pre-mixed gas at equivalent ratio of 0.7 was conducted to investigate the influence mechanism of the characteristics of fuel orifice and low swirl flow field on premixing process. Results show that jet aperture affects the initial distribution of fuel which largely determines the final mixing efficiency that can be achieved in a limited space. For the given structure, an optimal equivalent aperture  $b=0.01$  and a corresponding average momentum flux ratio  $J=75.59$  can be found to optimize the mixing efficiency, where the spacial mixing deficiency at the burner outlet reaches 6.57%. The low swirl flow field is under the interaction of central direct-current flux and outer swirling flux, wherein the swirling effect plays a leading role during the fuel diffusion process. Under the prerequisite of flowing in a low swirl state, the premixing uniformity can be improved through enhanced swirling intensity by increasing the blockage ratio of the perforated plate or the geometric angle of the swirling vane.

**Key words:** Lean premixed combustion; Premixing uniformity; Low swirl; Fuel orifice; Swirling effect

\* 收稿日期: 2019-12-23; 修订日期: 2020-03-12。

作者简介: 方刚毅, 硕士生, 研究领域为航空推进系统燃烧与流动。E-mail: gangyi.fang@foxmail.com

通讯作者: 邢菲, 博士, 教授, 研究领域为航空推进系统燃烧与流动。E-mail: f.xing@xmu.edu.cn

引用格式: 方刚毅, 邢菲, 赵梦梦. 弱旋流燃烧器燃料/空气预混均匀性研究[J]. 推进技术, 2021, 42(6):1293-1302.  
(FANG Gang-yi, XING Fei, ZHAO Meng-meng. Fuel/Air Premixing Uniformity of Low Swirl Burner[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2021, 42(6):1293-1302.)

## 1 引 言

贫预混燃烧技术作为一种干式低 $\text{NO}_x$ 方法(Dry-Low  $\text{NO}_x$ , DLN)被工业燃气轮机制造商广泛采用。其中,采用贫预混燃烧的弱旋流喷嘴(Low Swirl Injector, LSI)凭借极低的污染物排放受到国内外学者密切关注,具有广阔的工程应用前景<sup>[1]</sup>。

LSI的结构形式最早由Cheng等<sup>[2-3]</sup>提出,不同于传统强旋流燃烧的回流区稳焰方式,它是通过中心无旋流动与外环旋转流动相互作用,在喷嘴外形成速度衰减的发散流场,最终的火焰稳定在气流速度与当地湍流火焰传播速度相等的位置。湍流火焰传播速度与湍流强度呈线性对应关系,因而弱旋流流场结构具有自相似特性,火焰锋面不会随进气速度变化而发生较大移动,燃烧稳定性好,不易回火或吹熄。此外,LSI在甲烷等碳氢化合物为燃料时亦具有很好的燃料适用性,尽管燃料特性有所不同,燃烧器都能维持稳定的火焰和低污染物排放<sup>[4-5]</sup>。

LSI首先被应用于索拉透平公司5~7MW燃气轮机的改造项目中,在相同负荷条件下,燃烧器结构由原来的强旋流喷嘴(High Swirl Injector, HSI)改为弱旋流喷嘴,测得绝热火焰温度小于1920K时, $\text{NO}_x$ 排放维持在 $5 \times 10^{-6}$ 以下,较原来降低了60%,且CO和燃烧效率几乎不变<sup>[2]</sup>。

但实际上,LSI污染物排放也与燃料/氧化剂的混合情况相关。肖隐利等<sup>[6]</sup>在不同当量比条件下测量了LSI的污染物排放,发现排放的总体变化趋势是 $\text{NO}_x$ 随混合气当量比增大而增大,CO排放随当量比增大而减小。Koyama等<sup>[7]</sup>在290MW的燃气轮机中开展了液态燃料的弱旋流燃烧实验,测得的流场和火焰位置与使用气态燃料时相似,虽然与强旋流燃烧室相比 $\text{NO}_x$ 降低,但CO排放有所增加,这是由于煤油仅向预混预蒸发管的中心区域喷射而造成燃料分布不均所致。

贫预混燃烧技术是根据热力型 $\text{NO}_x$ 生成的泽尔多维奇原理,通过稀相预混燃烧方式将燃烧区火焰温度约束在1670~1900K内,以此控制 $\text{NO}_x$ 和CO生成。然而在实际应用中,受燃烧室尺寸限制,预混效果往往无法达到预期要求,空间中的燃料富集会使得局部的当量比过高而形成高温点,进而导致 $\text{NO}_x$ 急剧增加<sup>[8-9]</sup>,这是贫燃技术在工程应用上面临的一个关键问题。此外预混的均匀性还会影响贫熄火极限<sup>[10]</sup>。因此,良好的预混是实施贫燃技术的关键前提,无论是气态燃料还是液态燃料,都要求燃料与氧

化剂在进入燃烧区前达到理想的掺混效果。

虽然目前国内外学者已对LSI进行了大量研究,在流场分析、燃烧性能测试和燃料适应性等方面取得了许多成果,但关于弱旋流燃烧器预混特性的研究鲜有报道。弱旋流燃烧在本质上属于贫预混燃烧,有必要考虑燃料/氧化剂进入燃烧区之前的混合均匀性问题。另一方面,传统强旋流燃烧室通常在旋流器下游布置一系列燃料喷射点,利用强旋流作用提高湍流度,使燃料和空气在进入燃烧区之前有相当的混合,之后混气经回流卷吸作用获得进一步掺混<sup>[11]</sup>。然而,弱旋流燃烧器具有不同于传统燃烧器的结构和流场特征,对于预混机构的设计策略以及掺混过程中的影响因素,也需要进一步研究,这可以为采用LSI的燃烧室的整体设计提供参考,对改善排放具有实际作用。

本文以弱旋流燃烧器为对象,探讨合适的预混方案,通过数值模拟和试验方法,研究了弱旋流预混燃烧器中甲烷/空气的掺混特性。

## 2 数值模拟

### 2.1 弱旋流燃烧器的预混方案设计

LSI中带有孔板的直通道替代了传统的中心体,在引入直流气流通量的同时还使预混通道截面扩大为整个圆形,因此传统燃料喷射方案并不适用。如果在旋流器后布置喷杆,不仅破坏了弱旋流流场特性,还会在喷杆后缘产生低速回流区,引起回火可能。如果在喷嘴内壁开孔进行环状散点喷射燃料,与空气主流相比,燃料流量很小,并不会影响整体流场,但由于预混通道的径向跨度较大,燃料在圆形截面内的分布难以满足均匀性要求,若喷射动量过小,燃料难以到达中心区域,会形成“内低外高”的分布。反之,若喷射动量过大,则燃料在中心区域富集,形成“内高外低”的分布,二者对于出口的混合均匀性都是不利的。针对上述问题,考虑在孔板上游布置喷杆进行燃料分散喷射,如图1所示。

燃烧器由预混机构和弱旋流喷嘴组成,预混

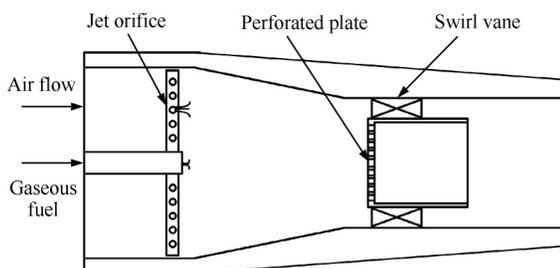


Fig. 1 Premixing scheme for LSI

机构参考主流燃烧室预混通道的设计原则<sup>[12]</sup>,布置6根周向均布的喷管,气态燃料沿中心输气管进入,再由喷管两侧多个喷射孔横向射出与空气主流掺混,同时小部分燃料经输气管末端的微孔沿顺流方向喷出,填补至中心区域。燃料通过多点预分散方式,在喷射截面形成良好的初始分布,经过足够长的预混距离后,在燃烧器出口得到预混燃气,亦不会对下游的弱旋流流场造成任何影响。预混机构和旋流器间的收缩段有利于增强掺混,同时加速气流形成速度梯度,抑制边界层增长,预防回火<sup>[13]</sup>。

2.2 几何模型与结构方案

燃烧器的三维模型如图2(a)所示,主要结构参数见表1。图2(b)为燃料喷杆的局部示意图,图中 $d$ 表示燃料喷射孔径。图2(c)为旋流器示意图,图中 $\theta$ 表示叶片角。图2(d)为孔板方案示意,定义孔板通流面积 $A$ 为孔板上开孔的总面积,同时为了更好地反应孔板结构特征,引入孔板阻塞比(Blockage Ratio,  $BR$ ),即孔板在流道截面上的投影面积与直流通道截面积之比。

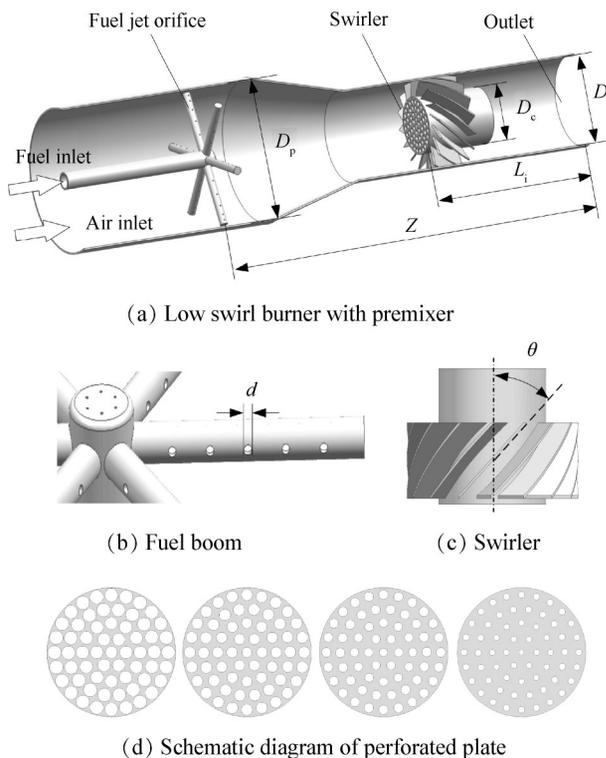


Fig. 2 Geometric model of LSI burner

在燃烧器上游的预混机构中,设置了6种喷射孔径方案,如表2第1组所示,以研究上游燃料喷射对弱旋流燃烧器出口掺混效果的影响。

下游弱旋流喷嘴的基本构型参考文献[3],其

中,旋流器包含带有孔板的直流通道和旋流叶环。Cheng等<sup>[3]</sup>的研究中并未涉及燃料/空气预混均匀性问题。为了研究弱旋流流场特性对掺混的影响,本文在其基础上,对旋流器参数进行如下改动:(1)通过改变孔板上的开孔直径设置了4种方案,如图2(d)所示,从左向右孔板的通流面积逐渐减小,对应的阻塞比分别为38%,58%,72%和87%;(2)设置了4种叶片角,如表2第3组所示,其中 $0^\circ$ 表示无旋情况,旋流叶环的叶型也简化为直叶片。

Table 1 Geometry parameters

Parameter	Value
$D/mm$	63.4
$D_c/mm$	40
$D_p/mm$	100
$L_i/mm$	123
$Z/mm$	370

Table 2 Structural schemes

Group	Variables	Value	Remarks
1	Jet aperture $d/mm$	3, 2.5, 2, 1.5, 1, 0.5	$A=533mm^2$ $\theta=42^\circ$
2	Orifice flow area $A/mm^2$ (Blockage ratio/%)	742, 533, 359, 162 (38, 58, 72, 87)	$d=2mm$ $\theta=42^\circ$
3	Vane angle $\theta/(^\circ)$	0, 30, 42, 50	$d=2mm$ $A=533mm^2$

2.3 计算方法

运用商用软件 Fluent 对甲烷和空气的湍流预混进行数值计算,其物理过程为甲烷由上游喷杆的喷孔射出与空气掺混,混合气流经下游旋流器形成弱旋流流场。湍流模型采用对圆形射流扩散和旋流都预测较好的 Realizable  $k-\epsilon$  模型,壁面函数采用标准函数,混合模型采用 Methane-air 组分输运,压力速度耦合采用 SIMPLE 算法。

本文假设来流均匀,暂不考虑来流空气方向和湍流度的影响,重点关注燃料孔径和弱旋流流场对掺混的影响。模拟工况见表3,表中 $U_0$ 为喷嘴出口平均流度。入口边界条件采用质量流量进口,空气质量流量 $m_a=24.55g/s$ ,甲烷质量流量 $m_f=1g/s$ ,出口边界条件采用自由出流。

如图3所示,整个计算域采用非结构化网格,在燃料喷杆、旋流器叶片和孔板的近壁面区域进行了局部加密,网格无关性检验结果见图4,图中 $r$ 为径向

位置尺寸,  $D$ 为喷嘴出口直径。如图4所示,网格数量到达280万以后,甲烷浓度沿径向的分布基本一致。当网格继续增加,计算结果变化很小,280万和560万曲线上最大差值为3.67%。综合考虑本文所需的精度和计算资源,最终选用280万网格进行后续计算。

Table 3 Simulation conditions

$U_0/(m/s)$	Equivalence ratio $\phi^{[14]}$	Fuel type	$T_{in}/K$	$p_{in}/kPa$
7.04	0.7	CH <sub>4</sub>	300	101.325

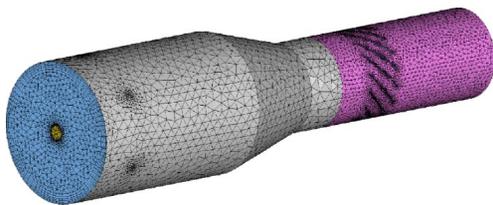


Fig. 3 Meshing schematic diagram

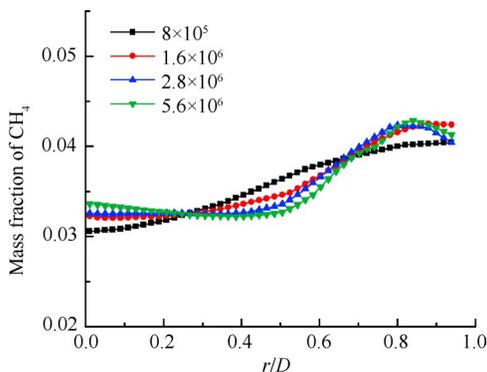


Fig. 4 Mesh independence study performed with 4 grid magnitudes

## 2.4 数值计算的试验验证

为验证数值计算的可靠性,进行了冷态组分测量试验。试验系统包括空气、燃料和试验段三个部分。试验件是数值计算三维模型的1:1原型。空气由风机供给,通过调节控制箱频率来改变空气流量,燃料由高压瓶装甲烷供给,通过减压阀和微调阀门达到目标流量。试验在常压下进行,实际空气流量1245L/min,甲烷流量90.996L/min,取样温度27℃。

预混气体的组分测量方法如图5所示,带有刻度的环形支架固定于喷嘴上部,将喷嘴出口截面周向划分为16等份(分度22.5°),支架上安装可旋转的取样耙,十字形取样耙自中心沿径向各布置5个取样点,通过周向和径向位置组合可获得65个测点的甲

烷浓度信息。其中,组分测量仪器为德国MRU公司NOVA plus烟气分析仪,采用红外吸收法测量甲烷浓度,测量精度为满量程的 $\pm 2\%$ ,取样间隔为1s,对于每个测点位置取数值稳定后15s平均值作为该测点浓度值。

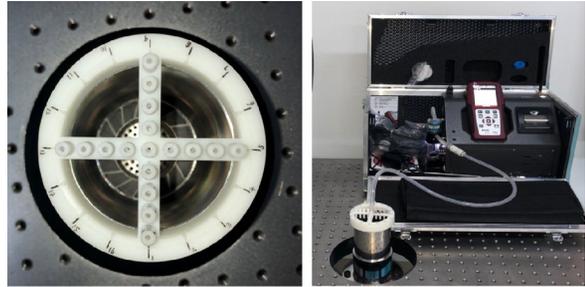


Fig. 5 Non-reaction experimental setup

参照文献[15]中的方法分析试验测量的不确定度。对物理量 $X$ 进行 $n$ 次等精度测量得到测量值 $x$ 时,A类统计不确定度为

$$u_A = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n(n-1)}} \quad (1)$$

B类不确定度主要考虑仪器误差,即

$$u_B = k_p \frac{\Delta}{C} \quad (2)$$

式中 $k_p$ 为置信因子, $C$ 为置信系数, $\Delta$ 为仪器最大误差,仪器误差的概率分布可简化为均匀分布,则 $k_p=1$ , $C=1.73$ 。

最后,按照几何综合法合成标准不确定度,即

$$u = \sqrt{(t_p u_A)^2 + u_B^2} \quad (3)$$

式中 $t_p$ 与测量次数有关。

冷态组分测量不确定度 $u$ 以误差棒形式在图6中显示。试验得到喷嘴出口截面上不同径向位置的甲烷浓度,将数值计算结果与试验测量值进行对比,见图6,二者在数值上存在一定差异,但最大误差不超过8%,总体分布较为吻合,说明数值模拟具有一定计算精度,能够较好反映燃料分布特征,可以用于分析甲烷/空气预混过程。模拟结果与试验结果之间的误差产生主要可能有以下几点原因:数值模拟假设来流均匀,而实际试验中空气进气条件与假设不完全一致,导致结果存在偏差;受加工技术制约,实际试验件结构如喷杆喷射孔不可避免地与实际模型存在差别,导致结果存在偏差。

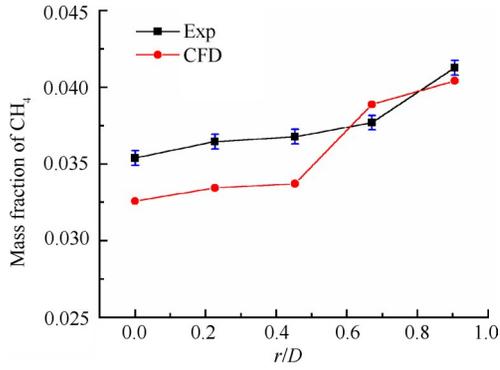


Fig. 6 Mass fraction at different radial positions on the LSI outlet section

### 3 结果与讨论

本文采用空间混合不均匀度<sup>[12]</sup>(Spacial Mixing Deficiency, *SMD*)评判燃料与空气的掺混效果。

$$SMD = (\sigma_f / \bar{c}_f) \quad (4)$$

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (c_{f,i} - \bar{c}_f)^2}$$

式中,统计样本为某一截面上的燃料质量分数,  $\bar{c}_f$  为该截面平均质量分数,  $\sigma_f$  为质量分数的标准差。

*SMD* 越小,表示燃料与空气混合得越均匀。对于贫预混燃烧,不均匀度的一般推荐值为5%左右<sup>[16]</sup>,可有效控制峰值火焰温度,抑制热力型  $\text{NO}_x$  生成。

#### 3.1 喷射孔径对掺混的影响

图7显示了不同燃料喷射孔径方案下, *SMD* 沿轴向变化,其中  $z$  为截面到燃料喷射截面的轴向距离,即混合长度;  $D$  为喷嘴出口直径。  $z/D=0.16$  为数据起始截面,  $z/D=5.83$  为喷嘴出口位置,  $z/D=3.88\sim 4.65$  为旋流器所在位置。

随混合过程的进行, *SMD* 逐渐下降,表明混合均匀性逐渐改善。在  $z/D=1$  之前下降很快,这是因为燃料以较强的射流动量喷入空气主流,在高浓度梯度

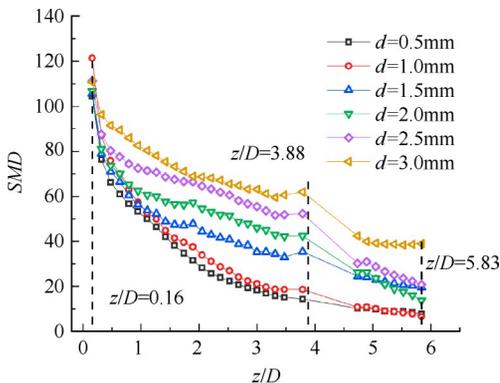


Fig. 7 *SMD* value along the axial direction

作用下与空气迅速掺混。随后,由于射流动量耗散以及浓度梯度减小,燃料在空气中的扩散速度逐渐减缓,而且不同方案下的不均匀度曲线在旋流器之前( $z/D < 3.88$ )出现明显分化。经过旋流器之后,混气会进一步掺混,直至喷嘴出口,当喷射孔径为1mm时, *SMD* 下降最显著,由初始的121.47%下降至出口的6.57%,而孔径3mm时预混效果最差,喷嘴出口截面的 *SMD* 值仍然高达39.06%。

以上表明前期的掺混过程非常关键,且该过程受到燃料喷射孔径的影响。实际上,当流量一定时,孔径大小决定射流的出射动量和穿透深度,燃料在空气主流中会形成一定初始分布,从而影响后续的掺混。图8显示了甲烷在喷嘴出口截面和燃料喷射截面的初始分布,可以发现4种孔径方案下的甲烷初始分布相差较大,而且在喷射孔径由大变小过程中,喷嘴出口的混合均匀性有明显的改善。

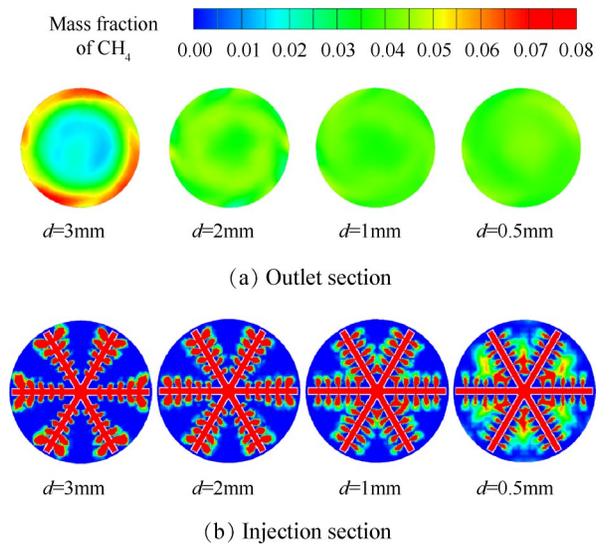


Fig. 8 Final and initial distribution of fuel

为了进一步分析孔径对预混效果的影响机制,根据文献<sup>[17]</sup>计算燃料射流的动量通量比为

$$J = \frac{\rho_{\text{fuel}} \cdot U_{\text{fuel}}^2}{\rho_{\text{air}} \cdot U_{\text{air}}^2} \quad (5)$$

式中  $\rho$  为密度,  $U$  为特征速度,下标 fuel 和 air 代表燃料射流和空气主流。

表4给出了四种孔径方案下燃料射流的动量通量比,计算参数取自同一支喷管相同位置,编号1~5表示从喷管根部到顶端沿径向分布的5个喷射孔。喷射孔径为3mm时,平均动量通量比  $J$  仅有1.46,说明燃料射流的穿透力很小,难以纵深到两个喷管中间的区域,而是聚集在喷管附近,导致燃料周向分布

不均。此外,大部分燃料从靠近喷管末端的喷孔喷出,聚集在燃烧器内壁附近,最终形成外环浓度过高,内环浓度过低的状态,正如图8(a)中 $d=3\text{mm}$ 所示。

Table 4 Momentum flux ratio of fuel jet

$d/\text{mm}$	$J$					Average
	1	2	3	4	5	
3	0.013	0.047	0.301	2.120	4.806	1.46
2	0.332	2.368	4.928	9.101	12.44	5.83
1	49.79	64.93	77.92	89.73	95.62	75.59
0.5	1312	1141	1356	1207	1409	1285

为分析该现象,图9显示了喷杆附近的压力和速度分布,可以发现喷管中的气流静压沿径向逐渐增大,由于压差是气体流动的原因,而喷孔1~3处的压力与空气主流相近,这导致大部分燃料沿径向继续流动,直至喷管末端才经4,5小孔喷出,进而使外环燃料多而中心燃料少。表5进一步给出了四种孔径方案下喷孔1~5的流量分配,可以看出,喷管的喷射总流量基本一致,但随着孔径减小,上述现象逐渐减弱。这是由于总出流面积变小,喷管内整体压力提高,使各个喷孔间的流量分配沿径向变得更均匀,如图10所示, $d=0.5\text{mm}$ 时喷管内压力远高于空气主流,燃料喷出速度沿径向近似均匀。以上表明,孔径会同时影响燃料分布的周向和径向均匀性。

Table 5 Flow rate of fuel orifice (mg/s)

$d/\text{mm}$	Mass flow rate					Total
	1	2	3	4	5	
3	3.3	4.5	10.6	26.2	37.9	77.8
2	4.2	11.5	16.5	22.1	25.7	78.9
1	13.0	14.7	16.1	17.3	17.8	80.0
0.5	15.1	13.9	15.4	14.5	14.9	78.5

当孔径减小到 $1\text{mm}$ 时,平均动量通量比 $J$ 增大到75.59,燃料射流有足够的穿透能力进入喷管间的区域。此外,沿径向各个孔的喷射流量有小幅度的增量,这样的分配规律也符合环形通道外圈面积大的特征,因此该方案下,燃料在喷射截面上的径向及周向初始分布都比较合理,最终在喷嘴出口得到均匀的预混气。

当孔径继续减小至 $0.5\text{mm}$ 时,平均动量通量比 $J$ 达到1285,其值相较于孔径 $1\text{mm}$ 有显著增大。实际上,假设:(a)所有喷孔的喷射流量近似均匀分配;(b)

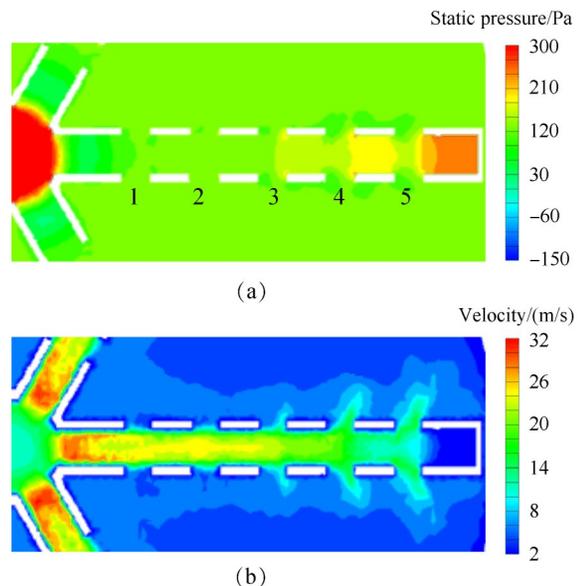


Fig. 9 Pressure and velocity distribution near the spray boom ( $d=3\text{mm}$ )

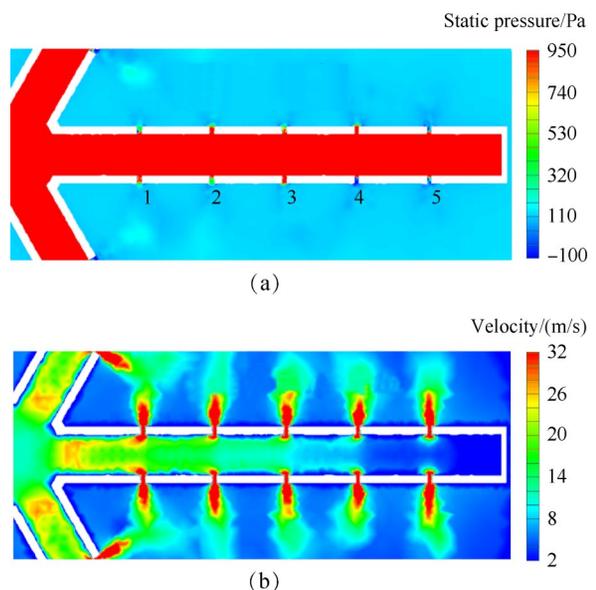


Fig. 10 Pressure and velocity distribution near the spray boom ( $d=0.5\text{mm}$ )

除喷孔孔径外,其它条件均不变,视为常量。

根据公式(5),有

$$\frac{J_{0.5}}{J_{1.0}} = \left( \frac{U_{\text{fuel},0.5}}{U_{\text{fuel},1.0}} \right)^2 \quad (6)$$

式中 $U_{\text{fuel}}$ 取喷孔出口平均速度,即燃料喷射总流量 $m_{\text{fuel}}$ 与喷射总面积 $A_{\text{fuel}}$ 之比。

由于喷射总面积 $A_{\text{fuel}}$ 随孔径 $d$ 的减小而减小,且 $A_{\text{fuel}} \sim d^2$ ,因此当 $m_{\text{fuel}}$ 一定时,得到

$$U_{\text{fuel}}^2 \sim \frac{1}{d^4} \quad (7)$$

比较孔径 $0.5\text{mm}$ 和 $1.0\text{mm}$ 时的射流动量通量比为

$$\frac{J_{0.5}}{J_{1.0}} = \left( \frac{U_{fuel,0.5}}{U_{fuel,1.0}} \right)^2 = \left( \frac{d_{1.0}}{d_{0.5}} \right)^4 = 2^4 = 16 \quad (8)$$

式(8)表明,在假设条件下, $d=0.5\text{mm}$ 的动量通量比应该为 $d=1\text{mm}$ 时的16倍,同时也说明了减小孔径对提高射流动量有显著作用。另一方面,由表4可知数值计算得到的实际比值为17,两者接近,佐证了以上分析。

虽然当孔径为 $0.5\text{mm}$ 时,燃料的初始分布明显优于 $3\text{mm}$ 和 $2\text{mm}$ 方案,但由于内环的喷管间距较小,过高的射流动量导致内环中分面处燃料浓度偏高,最终计算得到喷嘴出口SMD为 $7.73\%$ ,略高于孔径 $1\text{mm}$ 的方案。

以上结果表明,初始阶段燃料的分布是整个掺混过程的关键,很大程度上决定了燃料/空气在有限距离内可以达到的最终预混效果。通过减小喷射孔径可以提高射流动量,从而得到较好的初始燃料场,但并不是越小越好。喷射孔径的设计应该使燃料射流具有合理的穿透能力,使之进入空气主流后形成良好的径向与周向分布,以利于后续的掺混。定义无量纲当量孔径为

$$b = \frac{d}{D_p} \quad (9)$$

式中 $d$ 为燃料喷射孔径, $D_p$ 为预混通道在喷射截面处的直径。

对于本文设计的预混机构,采用6支喷管,在两侧按等间距等径布置燃料喷射孔时,存在最佳当量孔径 $b=0.01$ 及对应的平均动量通量比 $J=75.59$ ,使混合效果最优,此时出口SMD= $6.57\%$ 。

在工程应用中,喷射孔的设计还应该结合实际来流方向、湍流度和燃烧器结构等因素,综合考虑喷射孔数量和位置等参数以满足预混均匀性要求。

### 3.2 孔板阻塞比及叶片角对掺混的影响

在湍流预混过程中,燃料喷射进入空气主流并形成一定初始分布,然而随着掺混进行,截面上的浓度梯度必然减小,燃料扩散进程也将随之减缓。在主流湍流度较小的情况下,如果仅依靠自然扩散,则需要很长的混合距离才能满足要求。实际上,气体的扩散不仅依赖于浓度梯度,也与流场特性密切相关,本节研究弱旋流流场特性对掺混的影响。

如图11所示,气流在弱旋流喷嘴中分为两个通路,经孔板形成的直流通量和经旋流叶片折转方向形成的旋流通量,两部分气流在旋流器下游汇合并相互作用。

弱旋流喷嘴的旋流数 $S^{[3]}$ 为

$$S = \frac{2}{3} \tan \theta \frac{1 - R^3}{1 - R^2 + R^2 \left( \frac{1}{R^2} - 1 \right)^2 \left( \frac{1}{x_s} - 1 \right)^2} \quad (10)$$

式中 $\theta$ 为叶片几何转角, $R$ 为直流通道内径与喷嘴内径比值, $x_s$ 是旋流通量占总流量的比值,其值通过数值计算获取。

式(10)中 $S$ 体现的是直流/旋流气流共同作用下的综合旋流强度,这与常规高旋流燃烧器中描述的旋流强度并不完全一致。实际上,由计算式可以看出, $R$ 为定值时,弱旋流喷嘴的旋流特性由两方面因素决定:(1)气流中旋流通量所占的比例 $x_s$ ,受孔板和叶片参数控制;(2)这部分旋流通量中的气流剪切强度,主要受叶片参数控制。因此,本节通过改变孔板阻塞比 $BR$ 和叶片角 $\theta$ 来改变以上两方面因素,从而分析弱旋流流场特性的变化及其对掺混的影响。

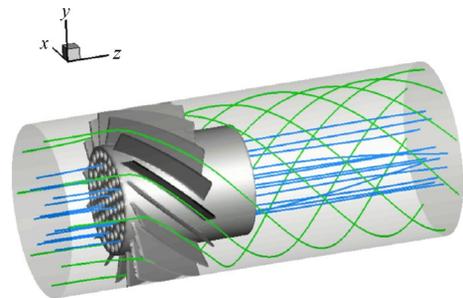


Fig. 11 Structure of low swirl flow field

当固定叶片角 $\theta$ 为 $42^\circ$ 时,改变孔板通流面积以改变阻塞比 $BR$ ,从而调节气流在直流和旋流通道间的分配比例。结果如图12所示,当 $BR$ 由 $0.379$ 增大到 $0.871$ ,孔板的通流能力逐渐减小,使更多气流流经叶片,旋流通量占总流量的比例 $x_s$ 由 $55.19\%$ 增大到 $87.48\%$ ,同时 $S$ 也由 $0.374$ 增大到 $0.724$ 。另外,喷嘴出口SMD随阻塞比增大而减小,从 $17.11\%$ 降低到 $8.30\%$ ,如图13所示。

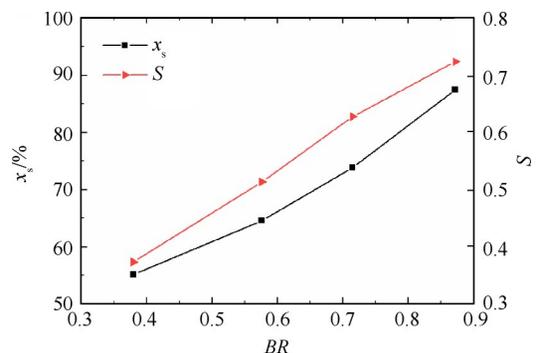


Fig. 12 Effect of blockage ratio on the proportion of swirling flux and the swirl number

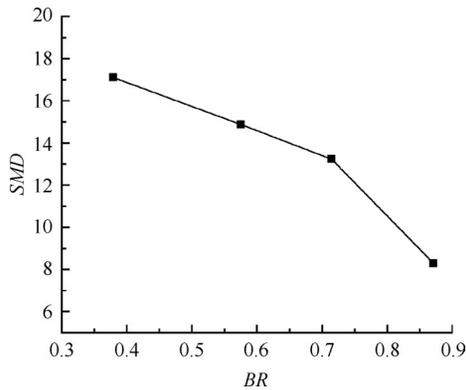


Fig. 13 Effect of blockage ratio on SMD

当固定孔板阻塞比  $BR=0.576$  时,改变叶片几何转角  $\theta$  以调节旋流强度,其中  $\theta=0^\circ$  表示无旋流情况,结果如图 14 所示。随叶片角增大,叶片通道内气流静压增大,使更多气流流经孔板,  $x_s$  由 76.48% 减小到 56.59%。然而,需要注意由于气流折转角度变大,旋流通量中的气流剪切强度也增强,此时  $S$  反而是增大的。喷嘴出口 SMD 随叶片角增大而减小,由 36.99% 降低到 9.73%,如图 15 所示。

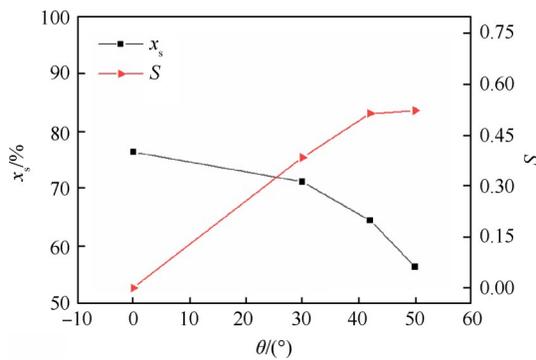


Fig. 14 Effect of vane angle on the proportion of swirling flux and the swirl number

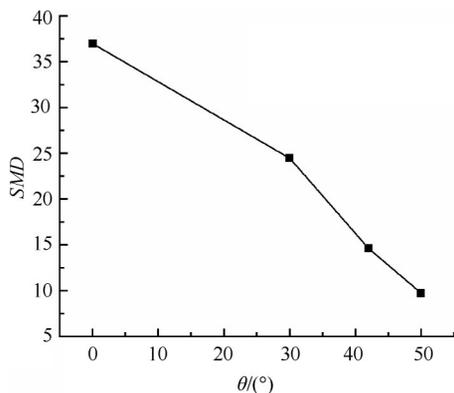


Fig. 15 Effect of vane angle on SMD

可以发现,增大  $BR$  和增大  $\theta$  时,外环旋流量占比  $x_s$  的变化趋势相反,但喷嘴出口 SMD 都降低。同

时,注意到两种情况下综合旋流数  $S$  是一致增大的,说明出口 SMD 随  $S$  增大而降低。这表明燃料/空气在喷嘴中的掺混性能不受旋流/直流量比例或外环气流剪切强度单方面的控制,而是由两方面因素共同作用,这种共同作用下的结果可以通过  $S$  反映,事实上,这与式(10)描述的弱旋流流场特性是相符的。

旋流作用可以加快燃料在空气中的扩散进程,对改善掺混性能有显著效果。图 16 显示了叶片角在  $0^\circ, 30^\circ, 42^\circ$  和  $50^\circ$  时燃料的浓度分布变化,预混气流经收缩段进入喷嘴段时的燃料分布是一致的,在周向很不均匀, SMD 高达 47%,在经过旋流器后,四种方案表现出明显的差异性。无旋情况下,气流所受扰动很小,燃料扩散缓慢,喷嘴出口的混合均匀性与入口相比只有微幅改善。当  $\theta$  不为  $0^\circ$  时,气流经叶片折转产生切向速度,强化了燃料的周向扩散,此外气流的旋转运动也延长了实际混合距离,使燃料与空气在有限轴向空间内混合得更加充分。随  $\theta$  增大,旋流作用逐渐增强,掺混进程变得更快,喷嘴出口的燃料分布尤其是周向分布也更加均匀。

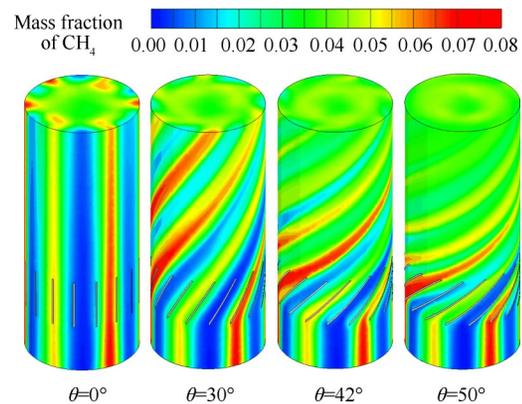


Fig. 16 Variation process of fuel distribution along the axial direction

另一方面,孔板和旋流叶片下游的湍流强度都随  $\theta$  增大而增强,如图 17 所示,较高的湍流度可以加快燃料扩散。孔板上密布的小孔也有助于将局部富集的燃料分散,有利于后续掺混。

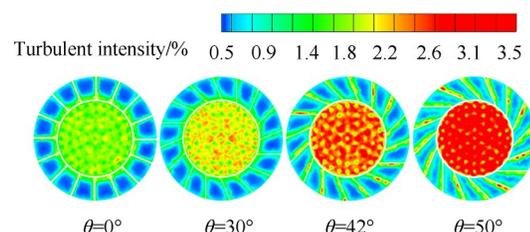


Fig. 17 Turbulence intensity downstream of the plate

以上表明,燃料/空气在弱旋流喷嘴内的掺混受到旋流/直流通量比例以及外环气流剪切强度的共同影响,通过增大孔板阻塞比或叶片几何角的方式能够强化旋流作用,进而提高燃料/空气的预混均匀性。但需要注意的是,由于弱旋流燃烧是依靠中心速度衰减的发散流场而不是回流区来稳焰的,如果中心直流通量不足,弱旋流流场可能会逐步向传统的强旋流结构转变,超出临界条件后,喷嘴出口不再形成稳定的脱体火焰,从而失去弱旋流燃烧的相关优势。因此,这里所说的强化旋流,是要在保证弱旋流流场的前提下,合理提高旋流数,以利用旋流作用来促进燃料/空气掺混,使排放和燃烧稳定性都能够满足要求。目前先进燃烧室所用的旋流器一般比1低<sup>[18]</sup>,通常认为旋流数大于0.8时必然为强旋流,而典型的LSI旋流数一般在0.4~0.6<sup>[19-24]</sup>。在本文中,当叶片角 $\theta=42^\circ$ ,孔板阻塞比 $BR=0.576$ 时,综合旋流数 $S=0.514$ ,喷嘴内流动处于弱旋流状态,此时的旋流强度已经对掺混有了很好的促进效果。

#### 4 结 论

本文针对弱旋流燃烧器设计了预混方案,对燃料/空气掺混过程进行数值计算,分析了燃料喷射孔径和弱旋流特性对掺混的影响,得到以下结论:

(1)在弱旋流喷嘴上游布置预混机构,通过预先分散的方式喷射燃料能够获得理想的掺混效果,同时充分保留下游的弱旋流特性。下游的旋流作用可以加速燃料的周向扩散,延长实际混合距离,对改善掺混性能有显著效果。通过增大孔板阻塞比 $BR$ 或叶片几何角 $\theta$ 的方式会强化旋流作用。

(2)燃料的初始分布是整个掺混过程的关键,决定了在有限空间内可以达到的最终混合效果。喷射孔径的设计应该使燃料射流具有合理的穿透能力,使之进入空气主流后形成良好的径向与周向分布,以利于后续的掺混。对于本文设计的预混机构,存在最佳当量孔径 $b=0.01$ 及对应的平均动量通量比 $J=75.59$ ,使混合效果最优,此时喷嘴出口预混空间不均匀度 $SMD=6.57\%$ 。

(3)在弱旋流喷嘴段,掺混效果受到旋流与直流通量的比例以及旋流通量中气流剪切强度的共同影响,这种作用可以通过综合旋流数 $S$ 体现, $S$ 增大时混合效果变好。但在实际设计中,要综合考虑稳焰的要求,要在保证弱旋流流场的前提下,合理提高旋流数,以利用旋流作用来促进燃料/空气掺混,使排放和燃烧稳定性都能够满足要求。

#### 参考文献

- [ 1 ] 张 弛,于博文,杨 谦,等.弱旋流喷嘴的污染排放和燃烧稳定性分析[J].航空动力学报,2015,30(11):2575-2583.
- [ 2 ] Johnson M R, Littlejohn D, Nazeer W A, et al. A Comparison of the Flowfields and Emissions of High-Swirl Injectors and Low-Swirl Injectors for Lean Premixed Gas Turbines [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2005, 30(2): 2867-2874.
- [ 3 ] Cheng R K, Littlejohn D, Nazeer W A, et al. Laboratory Studies of the Flow Field Characteristics of Low-Swirl Injectors for Adaptation to Fuel-Flexible Turbines [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines & Power*, 2008, 130(2): 277-285.
- [ 4 ] Littlejohn D, Cheng R K. Fuel Effects on a Low-Swirl Injector for Lean Premixed Gas Turbines [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2007, 31(2): 3155-3162.
- [ 5 ] Littlejohn D, Cheng R K, Noble D R, et al. Laboratory Investigations of Low-Swirl Injectors Operating with Syn-gases [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2010, 132(1).
- [ 6 ] 肖隐利,王长武,曹志博.弱旋流燃烧器流场特征和污染排放研究[J].推进技术,2019,40(4):835-843. (XIAO Yin-li, WANG Chang-wu, CAO Zhi-bo. Study on Flow Characteristics and Emissions of Low Swirl Burner[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(4): 835-843. )
- [ 7 ] Koyama M, Tachibana S. Technical Applicability of Low-Swirl Fuel Nozzle for Liquid-Fueled Industrial Gas Turbine Combustor [J]. *Fuel*, 2013, 107: 766-776.
- [ 8 ] 谢 刚,李宇红,祁海鹰.DLN燃烧室的燃料-空气预混均匀性研究[J].工程热物理学报,2006,(S2):227-230.
- [ 9 ] 冯 冲,祁海鹰,谢 刚,等.R0110燃烧室预混均匀性与排放的研究[J].工程热物理学报,2010,31(8):1431-1434.
- [ 10 ] De S, Bhattacharya A, Mondal S, et al. Investigation of Flame Behavior and Dynamics Prior to Lean Blowout in a Combustor with Varying Mixedness of Reactants for the Early Detection of Lean Blowout [J]. *International Journal of Spray and Combustion Dynamics*, 2019, 11: 1-20.
- [ 11 ] 冯 冲,祁海鹰,谢 刚,等.干式低 $\text{NO}_x$ 燃气轮机燃烧室的燃料/空气预混均匀性问题分析[J].中国电机工程学报,2011,31(17):9-19.
- [ 12 ] 祝俊宗,胡 羽,夏单城,等.改善低 $\text{NO}_x$ 燃烧室预混均匀性的结构优化策略[J].中国电机工程学报,2017,37(21):6353-6362.

- [13] Frazier T R. Fuel/Air Mixing and  $\text{NO}_x$  Formation in a Lean Premixed Gas Turbine Combustor[D]. *Urban: University of Illinois at Urbana Champaign*, 2001.
- [14] 黄 勇. 燃烧与燃烧室[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2009.
- [15] 严兆大. 热能与动力工程测试技术(第2版)[M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.
- [16] 邵卫卫, 赵 岩, 刘 艳, 等. 燃气轮机燃烧室预混燃烧器天然气燃料/空气掺混均匀性研究[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(3): 795-803.
- [17] Ahmed K A, Moody J K, Forliti D J. The Effect of Slot Jet Size on the Confined Transverse Slot Jet[J]. *Experiments in Fluids*, 2008, 45(1): 13-26.
- [18] 金如山, 索建秦. 先进燃气轮机燃烧室[M]. 北京: 航空工业出版社, 2016.
- [19] 刘 瑶, 谭建国, 王 浩, 等. 甲烷-空气低旋流火焰中自由基的辐射特性[J]. *推进技术*, 2019, 40(9): 2022-2029. (LIU Yao, TAN Jian-guo, WANG Hao, et al. Radiation Characteristics of Radicals in Low Swirl Methane-Air Flames[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(9): 2022-2029.)
- [20] 邓洋波, 于丰瑞, 姜 曦, 等. 旋流喷射器流动与燃烧特性研究[J]. *推进技术*, 2016, 37(7): 1341-1349. (DENG Yang-bo, YU Feng-rui, JIANG Xi, et al. Study of Flow and Combustion Characteristics of Swirl Injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2016, 37(7): 1341-1349.)
- [21] Liu W J, Ge B, Tian Y S, et al. Experimental Investigations and Large-Eddy Simulation of Low-Swirl Combustion in a Lean Premixed Multi-Nozzle Combustor[J]. *Experiments in Fluids*, 2015, 56(2).
- [22] Colorado A, McDonell V. Emissions and Stability Performance of a Low-Swirl Burner Operated on Simulated Biogas Fuels in a Boiler Environment[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 130: 1507-1519.
- [23] Jeong H, Han M, Kang K, et al. An Experimental Study on the Effect of a Turbulence Generating Plate in Low Swirl Combustor[J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2017, 31(12): 6077-6084.
- [24] 邓洋波, 宋德彦, 徐 震, 等. 有限空间内低旋流流动与燃烧特性[J]. *航空动力学报*, 2015, 30(7): 1546-1553.

(编辑:朱立影)