

# 掺氢比对 DACRS 燃烧室燃烧性能的影响

杨文博<sup>1</sup>, 裴延琴<sup>2</sup>, 刘祖帅<sup>2</sup>, 咸国礼<sup>4</sup>, 周正弘<sup>3</sup>, 王偲臣<sup>2</sup>

(1. 中国科学院工程热物理研究所 先进燃气轮机实验室, 北京 100190; 2. 中国科学院大学 航空宇航学院, 北京 100049;  
3. 轻型涡轮动力全国重点实验室, 北京 100190; 4. 中科南京未来能源系统研究院, 江苏 南京 211135)

**摘 要:**采用稳态雷诺平均纳维-斯托克斯(RANS)方法,结合 Realizable  $k-\varepsilon$  湍流模型与火焰面生成流形(FGM)燃烧模型,研究掺氢比对双级反旋燃烧器(DACRS)燃烧室燃烧性能的影响。模拟基于 GRI-Mech III 机理,并辅以 Cantera 热化学反应计算,分析掺氢比对甲烷-氢气混合燃料燃烧特性及射流流动特性的影响。设定空气质量流量为 0.447 6 kg/s,温度 680 K,压力  $1.3 \times 10^6$  Pa;燃料温度为 288 K;氢气摩尔分数为 0.6 ~ 1.0(步长 0.1),对应当量比为 0.414 ~ 0.481,维持绝热火焰温度为 1 800 K。结果表明:掺氢比为 0.6 和 0.7 时,燃烧呈贫预混燃烧模式,火焰稳定;掺氢比  $\geq 0.8$  时,DACRS 燃烧器发生回火,燃烧转为部分预混/扩散模式,双级反旋结构设计失效,流场呈直射流特征,其流速提高 4 ~ 5 倍;掺氢比增加使绝热火焰温度及层流火焰速度升高,射流密度由  $5.0 \text{ kg/m}^3$  降至  $1.2 \text{ kg/m}^3$ ,射流动量通量比在掺氢比为 0.82 处达到峰值。

**关 键 词:**掺氢比;双级反旋燃烧器;数值模拟;燃烧性能;回火

中图分类号:TK471 文献标识码:A DOI:10.16146/j.cnki.rndlgc.2025.12.005

[引用本文格式]杨文博,裴延琴,刘祖帅,等.掺氢比对 DACRS 燃烧室燃烧性能的影响[J].热能动力工程,2025,40(12):53-62.  
YANG Wenbo, PEI Yanqin, LIU Zushuai, et al. Research on the effect of hydrogen blending ratio on combustion performance in a DACRS combustor[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2025, 40(12): 53-62.

## Research on the Effect of Hydrogen Blending Ratio on Combustion Performance in a DACRS Combustor

YANG Wenbo<sup>1</sup>, PEI Yanqin<sup>2</sup>, LIU Zushuai<sup>2</sup>, XIAN Guoli<sup>4</sup>, ZHOU Zhenghong<sup>3</sup>, WANG Sichen<sup>2</sup>

(1. State-of-the-Art Energy and Power Laboratory, Institute of Engineering Thermophysics, Chinese Academy of Sciences, Beijing, China, Post Code: 100190; 2. School of Aeronautics and Astronautics, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing, China, Post Code: 100049; 3. Key Laboratory of Light-Duty Gas-Turbine, Beijing, China, Post Code: 100190;  
4. Zhongke Nanjing Institute of Future Energy System, Nanjing, China, Post Code: 211135)

**Abstract:** The effects of hydrogen blending ratio on the combustion performance of a double annular counter-rotating swirler (DACRS) combustor were investigated using steady-state Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) method coupled with the Realizable  $k-\varepsilon$  turbulence model and flamelet generated manifolds (FGM) combustion model. The simulations were based on GRI-Mech III mechanism with supplementary thermochemical calculations using Cantera to analyze the influence of hydrogen blending ratio on the combustion characteristics and jet flow properties of methane-hydrogen mixed fuels. The operating conditions included air mass flow rate of 0.447 6 kg/s at 680 K and  $1.3 \times 10^6$  Pa, fuel temperature of 288 K, hydrogen molar fraction ranging from 0.6 to 1.0 (with increment of 0.1), and corresponding equivalence ratios of 0.414 to 0.481, while maintaining an adiabatic flame temperature of 1 800 K. The results demonstrate that at hydrogen blending ratios of 0.6 and 0.7, combustion exhibits lean premixed mode with stable flame characteristics. However, when the hydrogen blending ratio reaches more than

0.8, DACRS burner flashback occurs, causing a transition to partially premixed/diffusion combustion mode. This leads to failure of the double annular counter-rotating structure design, resulting in direct jet flow characteristics with flow velocities increasing by 4 to 5 times. Increasing hydrogen blending ratio elevates both adiabatic flame temperature and laminar flame speed, while jet density decreases from 5.0 to 1.2 kg/m<sup>3</sup>. The jet momentum flux ratio reaches its peak at a hydrogen blending ratio of 0.82.

**Key words:** hydrogen blending ratio, DACRS combustor, numerical simulation, flashback

## 引 言

在全球低碳能源转型的浪潮中,氢气因其在空气中完全燃烧后只产生水,被视为未来至关重要的能源载体。目前,现有燃气轮机多以天然气为主要燃料,因此,将天然气(主要成分为甲烷)与氢气混合燃烧,为现有能源系统提供了一个逐步脱碳的实用策略。在这一背景下,世界各大燃气轮机制造商正积极推进氢燃烧燃气轮机技术的发展,主要体现在两条技术路线:一方面,以微混燃烧为主要技术路线的新型富氢/纯氢燃烧燃气轮机,但这类燃气轮机受到结构、体积的制约,面临着无法快速燃烧大量氢气的问题;另一方面,充分利用现有天然气燃气轮机机组,对于以双级反旋燃烧器(Double Annular Counter-Rotating Swirler, DACRS)为代表的干式低排放系统进行同步改造,在低成本氢气来源全面普及之前,逐步实现减排目标。

在众多干式低排放(DLE)燃烧器中,旋流燃烧器是应用最广泛的一种。已有大量研究聚焦于旋流燃烧器在掺氢条件下的燃烧特性,目前工业实践多将掺氢比控制在0~0.4范围内。超过该范围,因氢气的高反应活性(如层流火焰速度显著提升),易诱发回火及氮氧化物排放量升高,限制了其进一步应用。然而,为提升脱碳潜力,继续提高掺氢比例乃至实现纯氢燃烧已成为明确趋势,因此亟需发展抗回火能力更强的燃烧技术。

双级反旋燃烧器(DACRS)作为一种新型DLE燃烧方案,其内外环旋流器反向旋转,通过强剪切流动促进燃料/空气混合,并有效抑制中心回流区的形成,从而显著降低回火风险,增强燃气轮机运行安全性。Liu等人<sup>[1]</sup>结合粒子图像测速(PIV)实验和

RANS数值模拟,对双级反旋燃烧室内的流场特性进行了详细研究。贝克休斯等企业在前期的实验与数值研究中也已证实,DACRS结构在中等掺氢比条件下具有良好的火焰稳定性与低排放特性。此外,本文中所采用的DACRS燃烧器中燃料以交叉射流的方式进入主流,完成燃料与空气掺混过程,很多学者已经在单个<sup>[2]</sup>、多个射流<sup>[3]</sup>进入主流、以倾斜角度进入主流的射流<sup>[4]</sup>和剪切同轴射流<sup>[5-6]</sup>等方面进行了深入研究,这些研究给本文提供了很好的参考价值。

现有关于DACRS的研究多集中于中、低掺氢比条件,对高掺氢比(0.6~1.0)下燃烧组织机制、流场结构演变及回火阈值的系统分析仍较为缺乏。然而,氢气更高的火焰传播速度和燃烧温度显著改变了燃烧过程,增加了自燃及回火风险。因此,设计用于富氢燃料的贫预混燃烧室迫切需要精确控制双级反旋旋流器的气动特性、燃料-空气混合以及火焰稳定。基于此,本文采用数值模拟方法,重点研究高掺氢比(0.6~1.0)对DACRS燃烧室流动及燃烧特性的影响,揭示掺氢比对火焰模式、回火发生机制及射流掺混特性的作用规律,以期高氢燃烧室优化设计提供理论依据及数据支撑。

## 1 数值模拟方法

### 1.1 研究对象

本文研究对象为文献[7]所给出的DACRS燃烧器,其结构主要由内部空气预混旋流器、燃料供应腔及预混段一体化外壳组成。燃料供应腔连接到燃料系统,平衡流动压力,保证燃料均匀分配;空气预混旋流器的作用是产生交错的强剪切旋流,并促进预混段内部的旋流流场形成,使燃料与空气在预混段内部均匀掺混。

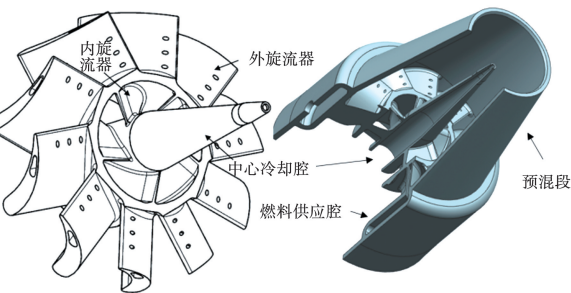


图 1 DACRS 燃烧器结构<sup>[7]</sup>

Fig.1 DACRS burner structure<sup>[7]</sup>

燃烧器侧壁的燃料供应腔与空气预混旋流器外环 10 只空心直叶片内部的空腔相连,实现燃料在外环叶片内的一次分配。为了满足结构强度,每只叶片厚度约 0.4 ~ 0.6 mm。每只叶片吸力面尾缘附近均开有沿直线排列的燃料孔,孔间距 3 mm,孔直径 0.6 mm,加工深度直达叶片空腔,燃料射流孔的倾斜角度与空心叶片表面呈 30°夹角,均匀混合的燃料通过叶片表面的共 30 个燃料孔注入来流空气中,形成带有特定射流角度的交叉射流,实现燃料在燃料孔的二次分配。内环 5 只叶片可以有效偏转内环气流,并与外环气流形成交错的剪切流动,促进燃料与空气在预混段的快速掺混,增强燃料与空气的掺混均匀性。内环反旋流场的存在可在燃烧器出口形成低旋流动,降低整体旋流数,减小逆压梯度,削弱中心回流区域的形成。DACRS 关键设计参数如表 1 所示。

表 1 DACRS 结构设计参数

Tab.1 Structure parameters of DACRS

参 数	内环	外环
内径 $D_i$ /mm	12.20	29.20
外径 $D_o$ /mm	25.80	44.27
叶片安装角/(°)	39.08	41.90
通流面积 $A_f$ /mm <sup>2</sup>	455.76	1 990.24
旋流数 $S_n$	0.62	0.75

1.2 边界条件

模型燃烧室的完整计算域如图 2 所示。燃烧室长度为 150 mm,半径为 50 mm。定义影响体(Body

of Influence, BOI) 进行局部网格加密,用以捕捉喷嘴出口旋流形成和特征演化的区域,从而获得更具代表性的流场信息。燃料和空气入口都被定义为质量流量入口。定义燃烧室出口为压力出口,所有壁面均采用绝热、无滑移边界条件。

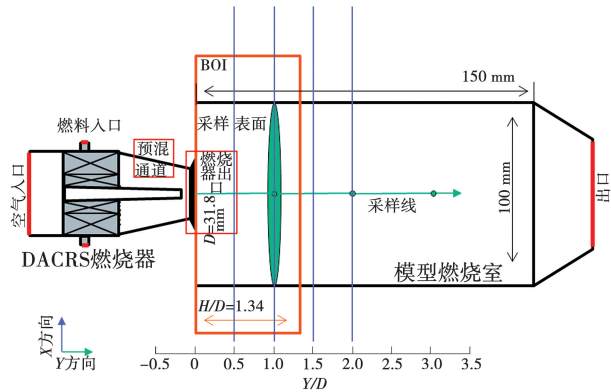


图 2 模型燃烧室计算域

Fig.2 Model combustor computational domain

为了对火焰结构进行详细的量化分析,全面表征火焰场,选取喷嘴出口截面(直径  $D$ )和距喷嘴出口  $Y = D$  截面上的面平均轴向速度  $U_0$  作为特征参数对轴向速度  $V_y$ 、轴向距离  $Y$ 、径向距离  $X$  共 3 个特征参量进行无量纲化,分别获得无量纲轴向速度为  $V_y/U_0$ ,无量纲轴向距离为  $Y/D$ ,无量纲径向距离为  $X/D$  3 个新的无量纲特征参量,并在计算域中定义了一系列精确的数据采样路径,采样位置包括 1 条中心轴线和 4 条径向采样线。其中,中心轴线从  $-0.5D$  延伸至  $3.0D$ ,用于测量轴向速度演变过程;以及从  $0.5D$  开始直至  $2.0D$ ,每间隔  $0.5D$  取 1 条。4 条径向采样线用于获取关键截面上的径向参数分布,分布在燃烧器出口、火焰核心区及下游流场中不同位置。

空气以 0.447 6 kg/s 的恒定质量流量供应,温度为 680 K,压力为  $1.3 \times 10^6$  Pa。燃料入口温度为 288 K。掺氢比从 0.6 到 1.0,以 0.1 的增量变化,对应着 5 种不同的工况,分别为工况 1、2、3、4 和 5。在 5 种工况中,为了维持 1 800 K 的绝热火焰温度,混合燃料气的质量流量根据总体热平衡计算进行相应调整,计算工况如表 2 所示。

表 2 计算工况表  
Tab.2 Operating condition table

工况	喷嘴出口平均流速 $\bar{U}_{\text{nozzle}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	燃料质量流量 $\dot{m}_{\text{fuel}}/(\text{kg} \cdot \text{s}^{-1})$	掺氢比 $\alpha$	当量比 $\phi$	低热值 LHV/ $(\text{MJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	热功率 $P$ / MW
1	88.34	0.010 81	0.6	0.481	61.06	0.660
2	89.34	0.010 01	0.7	0.472	65.81	0.659
3	90.62	0.008 94	0.8	0.458	73.34	0.656
4	92.32	0.007 45	0.9	0.438	87.06	0.649
5	94.87	0.005 38	1.0	0.414	120.00	0.646

1.3 计算方法及网格划分

本研究采用 RANS 数值计算方法对不同掺氢比下的燃烧室性能进行分析,湍流模型选用可对耗散率输运方程进行修正的 Realizable  $k-\omega$  两方程模型,并采用标准壁面函数法处理近壁面流动。由于模型中的湍流粘度系数不再是常数,因此可提高旋流、流动分离以及流动再循环区域的预测能力。

连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \bar{u}_i) = 0 \tag{1}$$

动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j}(-\overline{\rho u'_i u'_j}) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \right) \right] \tag{2}$$

输运方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - Y_M + S_k \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \tag{4}$$

其中:

$$C_1 = \max \left[ 0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right] \tag{5}$$

$$\begin{cases} \eta = S \cdot \frac{k}{\varepsilon} \\ S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \end{cases} \tag{6}$$

式中: $k$ —湍流动能; $\varepsilon$ —湍动能耗散率; $\rho$ —密度; $t$ —时间; $p$ —混合物的热力学压力; $\mu$ —流体的分子动力黏度; $\mu_t$ —由湍流运动引起的表观黏度; $\eta$ —应变率; $\nu$ —运动粘度; $C_2$ —Realizable  $k-\varepsilon$  模型中的常

数; $S_{ij}$ —平均应变率张量; $S$ —应变率的模; $\delta_{ij}$ —克罗内克符号,通常出现在黏性应力张量项中,用于简化

数学表达; $\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}$ —平均体积膨胀率; $-\overline{\rho u'_i u'_j}$ —雷诺应力张量,表示湍流脉动引起的动量传递; $G_k$ —速度梯度导致的湍动能生成项; $G_b$ —浮力产生的湍动能生成项; $Y_M$ —可压缩性修正项,通常代表湍流运动中由于密度波动(“波动性膨胀”)引起的额外能量耗散,反映可压缩湍流的波动性膨胀对总耗散率的影响; $C_{1\varepsilon}, C_{3\varepsilon}$ —常数; $\sigma_k, \sigma_\varepsilon$ — $k$  与  $\varepsilon$  的湍流普朗特数; $S_k, S_\varepsilon$ —方程中未定义的外部特殊源项或耗散项。

使用火焰面生成流形 (FGM)<sup>[8]</sup> 燃烧模型封闭 N-S 方程中的化学反应源项,选择 GRI-Mech III 机理<sup>[9]</sup> 描述小火焰的理化性质及微观化学反应动力学行为。

使用非结构化网格对 DACRS 燃烧器和模型燃烧室划分出 300 万,700 万,850 万,980 万和 3 050 万网格单元数目的不同网格,并依据 Pope 准则<sup>[10]</sup> 确定射流孔附近的面网格细度。利用工况 1 定义的边界和初始条件,基于 SIMPLE<sup>[11]</sup> 算法进行非反应流场速度模拟,提取从  $-0.5D$  延伸至  $3.0D$  的中心轴线上的轴向速度进行网格无关性验证。

发现在喷嘴出口,即  $0.0D$  处,980 万网格的无量纲轴向速度显著偏离,故舍弃该网格;700 万网格的计算结果显示流场中存在大范围负轴向速度区(回流区),故舍弃该网格;300 万,850 万和 3 050 万网格数的计算结果既在 BOI 区域内,也同时在  $Y > 1.34D$  的非加密区域表现出良好的趋势,如图 3 所示。为了平衡数值精度与计算资源消耗的双重需求,选取 850 万的网格进行后续的数值计算,总网格数网格示意图如图 4 所示。



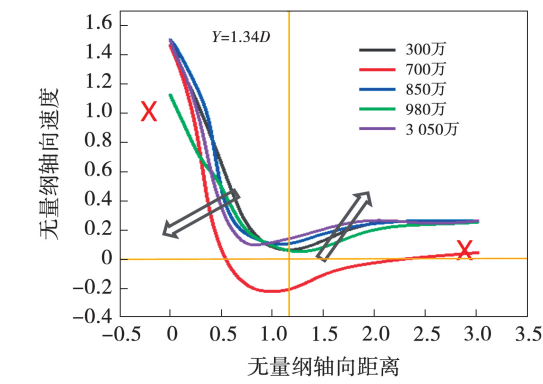


图 3 网格无关性验证

Fig.3 Mesh independence verification

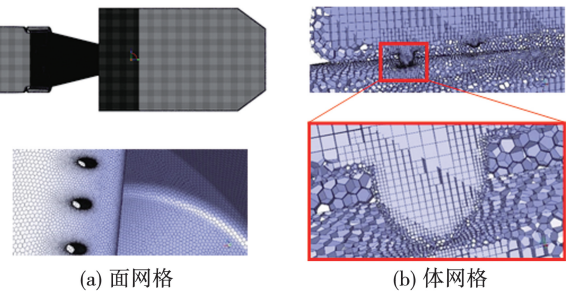


图 4 计算域的面网格和体网格

Fig.4 Surface and volume meshes of computational domain

2 计算结果分析

2.1 掺氢比对流场及燃烧组织形式的影响

2.1.1 非反应流场特性分析

针对不涉及任何化学反应或者相变的流动状态,即非反应流场进行分析,分析过程仅聚焦于流体力学现象,并将其与燃烧学现象解耦,以清晰地揭示燃烧室几何结构对整体流场的影响规律。首先,提取模型燃烧室计算域中心截面 ( $Z = 0\text{ mm}$ ) 在不同氢气与甲烷混合比例下的非反应流场轴向速度云图和流线图,如图 5 所示。发现中心锥体的存在调整了燃烧室轴线上由内环旋流流动所产生的速度分布和压力梯度,将回流区和低速区外推,远离燃烧器出口,收缩的预混段结构设计进一步帮助燃烧器出口形成高速区,这有助于抑制回火。在受限壁面的作用下,流线呈现先扩张后收缩的趋势,高速气流在碰壁后,沿着燃烧室壁面流动,直至接近模型燃烧室的出口。另外,空气射流不断卷吸角区底部流体,导致

角区压强不断减小,在压差的作用下,形成两个角回流区,角回流区的存在对火焰稳定具有至关重要的作用,是维持火焰稳定的关键因素之一。

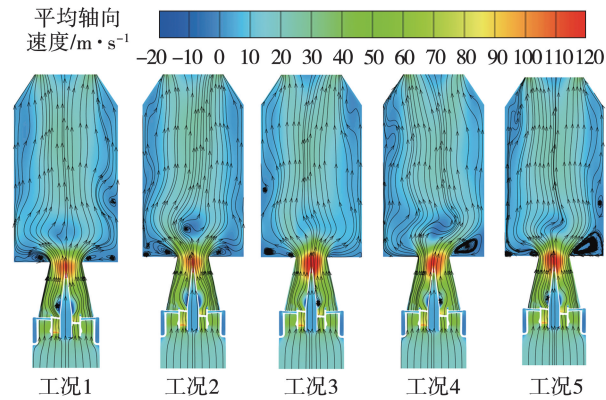


图 5 非反应流轴向速度云图及流线图

Fig.5 Inert flow axial velocity contour and streamline

随后,围绕受限空间冷态流场展开进一步分析,深入探究空气流量与受限空间冷态回流区发展间的定性关系,从而为后续的热态流场分析奠定坚实基础。在王彤等人<sup>[7]</sup>的工作中,PIV 实验方法对受限空间冷态流场进行了相关研究,入口空气流量  $1\ 110\text{ L/min}$ ,并选择燃烧器出口平均速度  $25\text{ m/s}$  为参考速度,如图 6 所示,观察到高速气流的触壁反弹过程,流场出口段出现较弱的尾回流区,不存在中心回流区,受限空间中流场出现角回流区。冷态受限空间尾回流区随着空气流量提高时,尾回流区逐渐发展,并不断向燃烧器出口扩散,中心低速区有逐渐发展为回流区的趋势。掺氢比对受限空间冷态流场具有影响,本文中采用更高的空气流量  $0.447\ 6\text{ kg/s}$ ,更大的出口平均轴向速度  $94.87\text{ m/s}$ ,研究发现,内外级旋流器的切向动量不足以完全抵消中心区域的逆压梯度,主要有 3 个因素支持中心回流区、低速区形成:

- (1) 局部旋流诱导,由内部环形叶片产生的局部旋流场诱导中心体根部附近形成局部弱回流区;
- (2) 速度与压力梯度诱导,在燃烧器出口低旋流动诱导形成出口中心回流区或低速区;
- (3) 燃烧器出口突扩效应,燃烧器出口突扩形成明显的角回流区。

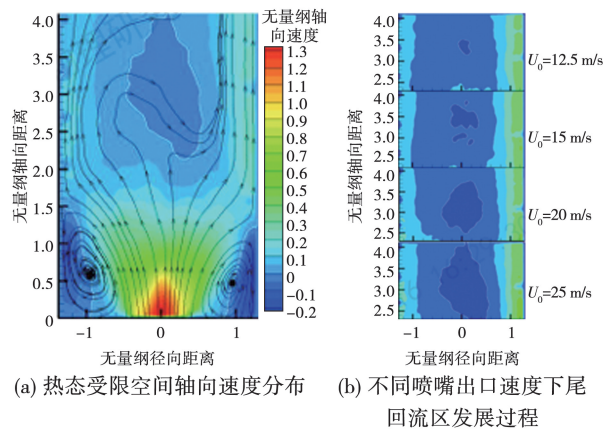


图 6 冷态受限空间轴向速度分布云图<sup>[7]</sup>  
Fig.6 Contours of axial velocity distribution in non-reacting confined space<sup>[7]</sup>

图 7 给出不同掺氢比下沿水平采样线提取的轴向速度分布。由图可见,轴向速度分布呈现“U”字形凹陷,表明在流场中存在明显的速度亏损区,这通常是流体卷吸或回流区形成的典型特征。燃烧室速度场主要分为入口区、中心低速区以及出口加速区 3 个部分,中心低速区的无量纲轴向位置分布于  $0.5D \sim 1.5D$  范围内。特别的,对于掺氢比为 0.7 和 0.9 的工况 2 ~ 工况 4,中心低速区转变为轴向弱回流区。

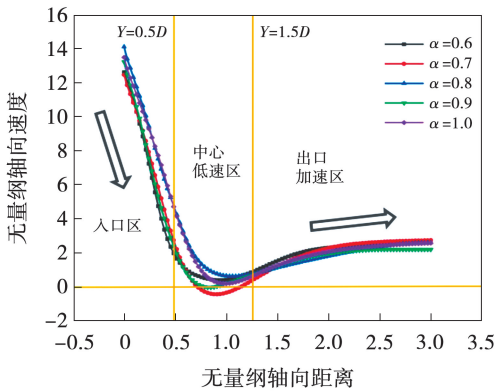


图 7 不同掺氢比下水平采样线轴向速度分布  
Fig.7 Axial velocity distribution along a horizontal sampling line at different hydrogen blending ratios

图 8 给出不同掺氢比下,沿竖直采样线提取的轴向速度分布。在不同掺氢比工况中,均识别出了中心驻点。在驻点两侧,轴向速度下降,呈现出中心低、两侧高的“双峰”形态,这也是回流区和低速

区形成的重要特征。由于燃料与空气的质量流量比例差距过大,掺氢比并不能显著影响冷态流场的流动过程,但掺氢比会影响冷态燃料孔附近的射流流动过程,进而改变预混段内的燃料与空气掺混均匀性。

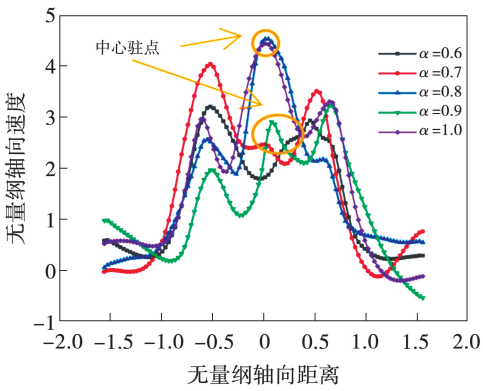
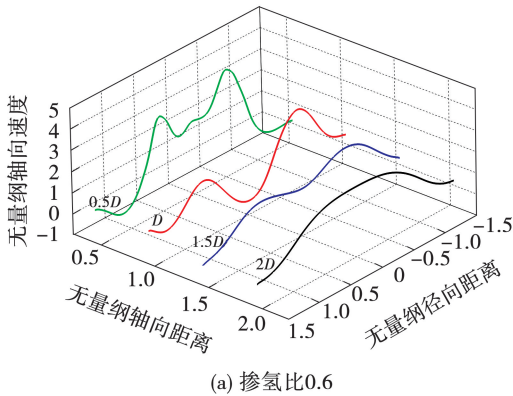
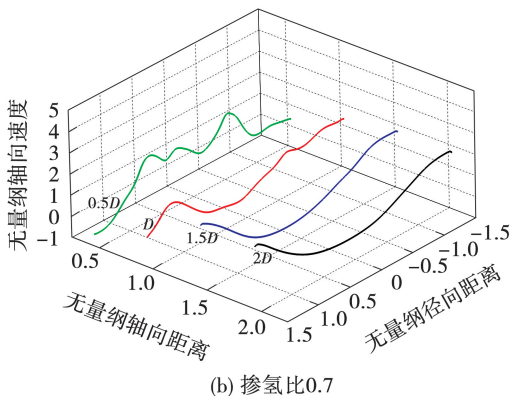


图 8 不同掺氢比下竖直采样线轴向速度分布  
Fig.8 Axial velocity distribution along a vertical sampling line at different hydrogen blending ratios

图 9 为不同掺氢比下,沿轴向间隔  $0.5D$  分别提取 4 条竖直采样线上的轴向速度分布。随着掺氢比从 0.6 增加到 1.0,中心轴线上的轴向速度先下降后上升,与轴向采样线上的轴向速度(见图 7)的趋势一致。



(a) 掺氢比 0.6



(b) 掺氢比 0.7

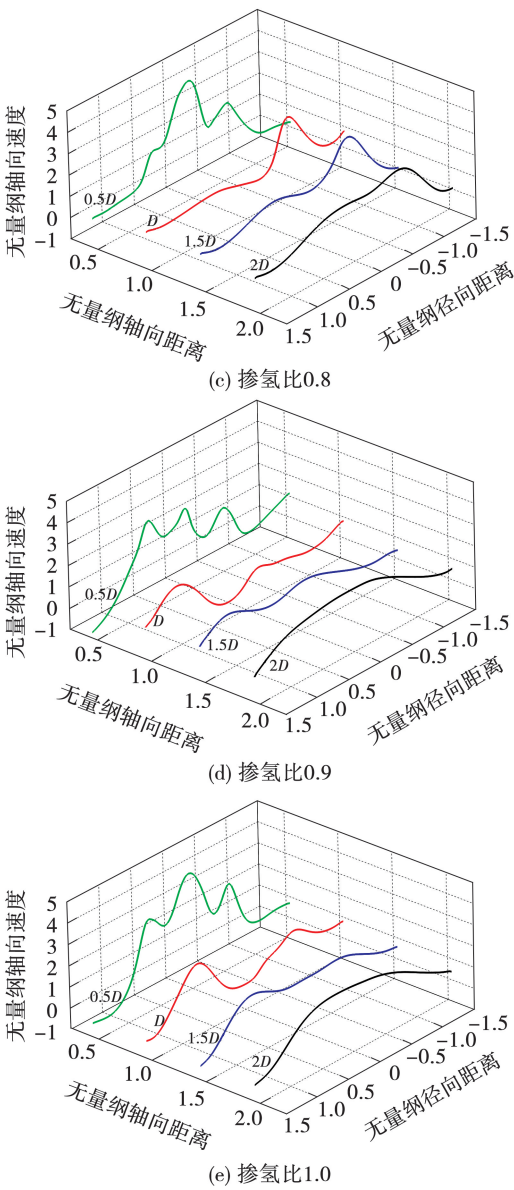


图 9 不同掺氢比下径向采样线轴向速度分布

Fig.9 Axial velocity distributions along radial sampling lines at different hydrogen blending ratios

2.1.2 反应流场

为了分析发生化学反应及物理变化过程中的流体介质,研究了温度场和速度场的耦合特性,即反应流场分析。通过考察不同掺氢比下的温度场和流场特性,并与非反应流场进行对比分析,不仅能够更深入地理解流体力学现象,还能揭示化学反应对流场结构的影响规律,进而深入理解掺氢比对 DACRS 燃烧室性能的影响,并解释在高掺氢比下出现回火和燃烧组织形态发生转变的原因。图 10 为燃烧室中心截面反应流温度云图,揭示了不同掺氢比的氢气与甲烷混合物之间独特的燃烧行为。由图 10 可知,工况 1 ~ 工况 2 表现出尖锐的火焰前沿和清晰

的预热区,呈现文献[12]研究得出的贫预混燃烧火焰的典型特征;在掺氢比大于 0.8 的工况 3 ~ 工况 5 条件下燃烧组织形式发生显著变化。反应后的高温混合物逆流进入燃烧器,发生回火现象,并定在燃料喷口附近。图 11 为燃烧室出口反应流温度云图,可以发现,燃烧室出口截面平均温度在 1 700 K 左右,局部最高温度也不会超过 1 900 K,说明燃烧过程稳定且温度控制合理,在工况 2 ~ 工况 4 下观察到低温压力出口发生回流现象。

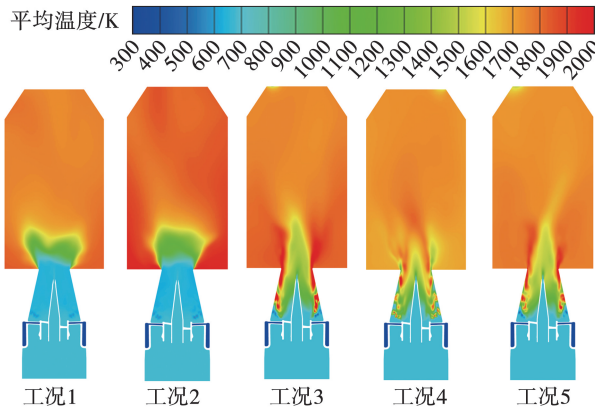


图 10 燃烧室中心截面反应流温度云图

Fig.10 Reacting flow temperature contour on center section of combustor

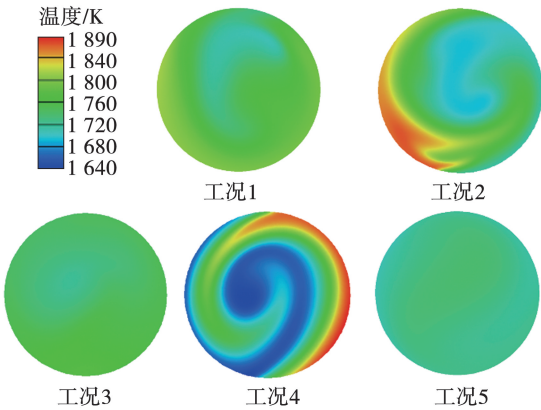


图 11 燃烧室出口反应流温度云图

Fig.11 Reacting flow temperature contour at outlet of combustor

图 12 为反应流轴向速度云图及流线图。与非反应条件相比,不发生回火现象的工况 1 ~ 工况 2 热态流场中心回流区发展显著增强。工况 3 ~ 工况 5 高掺氢比工况计算得到的轴向速度云图及流线图与低掺氢比工况存在显著差异,与图 5 对比发现,中心回流区消失,角回流区增强。图 13 为不同掺氢比下水平采样线轴向速度分布,结合图 7 分析后发现,燃烧组织形式从预期的贫预混燃烧转变为以部分预混



和扩散燃烧为主。燃烧组织形式的转变也同样改变了源自 DACRS 燃烧器及紧邻其下游的流场,并使得燃烧器的双级反旋设计目的失效,燃烧器出口气流流态从旋流/剪切主导的流动模式转变为直射流,图 14 为不同掺氢比下竖直采样线轴向速度分布。由图可见,燃烧引起的热膨胀导致整体流速显著提高至原来的 4~5 倍。

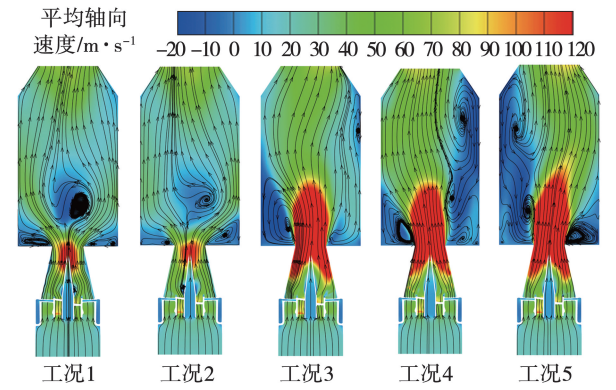


图 12 反应流轴向速度云图及流线图

Fig. 12 Reacting flow axial velocity contour and streamlines

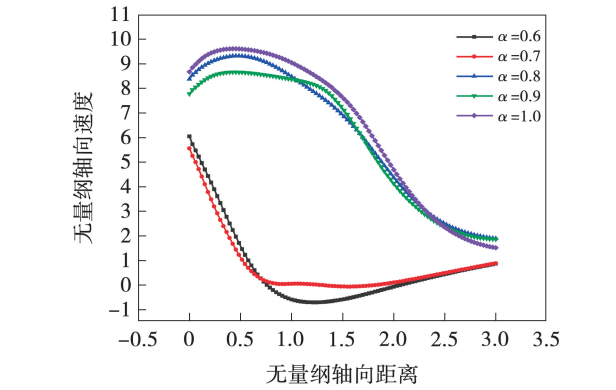


图 13 不同掺氢比下水平采样线轴向速度分布

Fig. 13 Axial velocity distribution along a horizontal sampling line at different hydrogen blending ratios

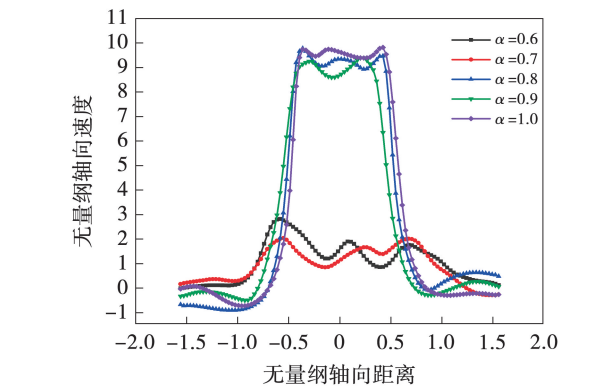


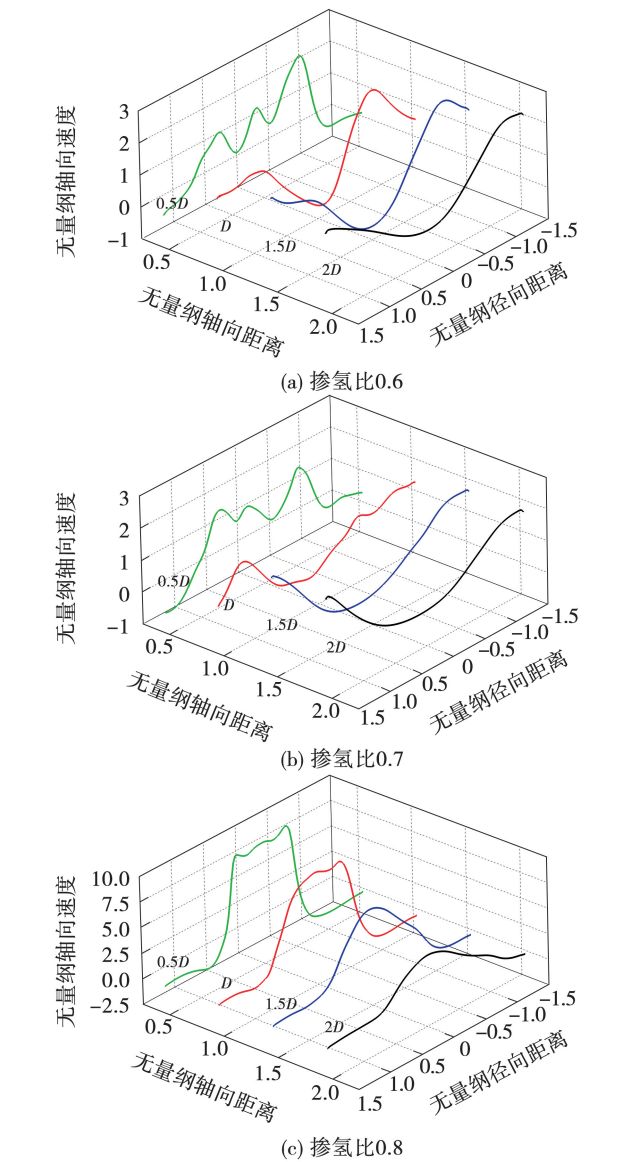
图 14 不同掺氢比下竖直采样线轴向速度分布

Fig. 14 Axial velocity distribution along a vertical sampling line at different hydrogen blending ratios

为深入探究燃烧模式转变的内在机理,下文首先通过热化学计算阐明当量比对混合燃料燃烧特性的影响规律,进而融合射流动力学分析,揭示局部混合不均匀性与化学反应加速效应之间的耦合作用机制。

图 15 展示了反应条件不同掺氢比工况下沿轴向位置( $Y=0.5D, 1.0D, 1.5D, 2.0D$ )4 条竖直采样线的轴向速度分布。与图 9 的非反应流场对比,可以清晰地观察到燃烧热释放对流场结构的影响。

在低掺氢比工况 1~工况 2 下,速度分布在 4 个截面上均呈现出典型的旋流燃烧特征,在径向距离为 0 的燃烧室中心轴轴线附近速度较低,两侧存在速度峰值,这与燃烧热膨胀加速流动以及旋流产生的离心效应相符。





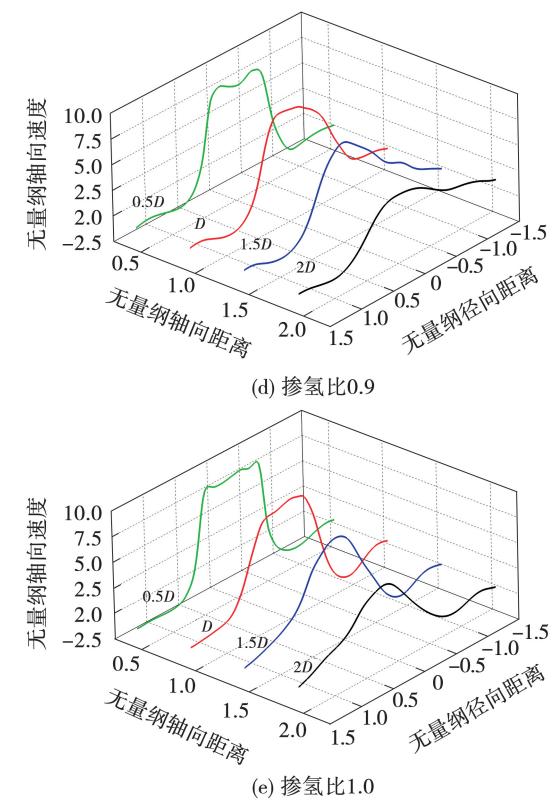


图 15 不同掺氢比下 4 条竖直采样线轴向速度分布  
Fig. 15 Axial velocity distributions along four vertical sampling lines at different hydrogen blending ratios

在高掺氢比工况下,所有采样线上的速度分布形态趋于一致,且与低掺氢比工况截然不同,其最显著的特征是:(1) 中心产生高速射流,速度分布在轴心处出现峰值,而非两侧峰值,这表明流场已从旋流主导模式转变为直射流模式;(2) 流场结构相似,不同下游位置( $Y=0.5D$  至  $2.0D$ )的速度曲线形状非常相似,表明流场在燃烧器出口附近就已完全发展,失去了旋流流场随下游距离演变的典型特征;(3) 速度量级倍增,与低掺氢比工况相比,轴向速度显著提高,这与回火后燃烧模式转变为部分预混或扩散燃烧、热释放区域前移导致的剧烈热膨胀现象一致<sup>[13]</sup>。该流场结构的转变直观地证实了前文的结论,当掺氢比 $\geq 0.8$ ,发生回火后,双级反旋流场结构失效,燃烧器无法维持设计预期的旋流形态,最终形成类似于简单射流的流场结构,这与图 12 中的流线可视化结果相互印证。

2.2 掺氢比对燃料射流流动特性的影响

掺氢比  $\alpha$  的增加显著改变了燃料射流的物理特性,进而影响预混段内的混合过程。描述射流过

程的关键无量纲参数是射流动量比  $J$ ,其一般定义为:

$$J \equiv \left( \frac{\rho_j U_j^2}{\rho_{cf} U_{cf}^2} \right) = \left( \frac{\dot{m}_j}{\dot{m}_{cf}} \right)^2 \left( \frac{\rho_{cf}}{\rho_j} \right) \left( \frac{A_{cf}}{A_j} \right)^2 \tag{7}$$

式中:下脚标 cf—横流参数;j—射流参数; $\rho$ —气体密度; $U$ —速度; $A$ —面积; $\dot{m}$ —质量流量。

$J$  值的计算基于 Caveman<sup>[14]</sup> 获取的射流物性参数,射流温度为 288 K,压力为横流压力的 1.1 倍及依据 Fluent 估算的横流速度 65 m/s 计算横流密度。

不同掺氢比下射流动量比及射流密度随掺氢比变化的计算结果如图 16 所示。

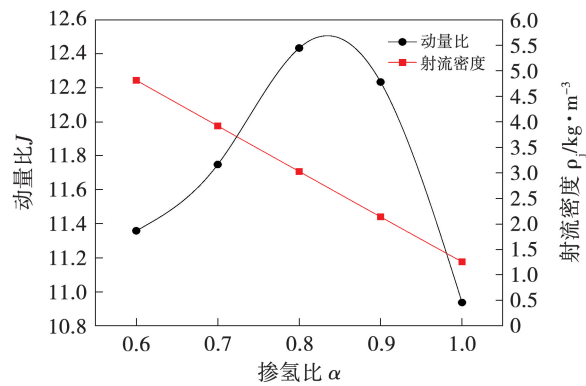


图 16 掺氢比对燃料孔射流动量比及射流密度的影响  
Fig. 16 Influence of hydrogen blending ratio on fuel hole jet momentum ratio and density

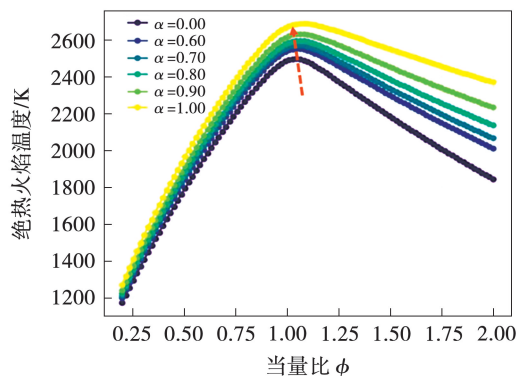
掺氢比  $\alpha$  的增加显著改变了燃料射流的物理特性,进而影响预混段内的混合过程。由图 16 可知,随着掺氢比从 0.6 增至 1.0,燃料射流密度由  $5.0 \text{ kg/m}^3$  急剧降至  $1.2 \text{ kg/m}^3$ ,降幅 76%。密度的降低削弱了射流穿透能力,但同时提高了燃料出口射流速度。计算结果表明,射流动量比  $J$  在掺氢比为 0.82 时达到峰值,表明此时射流与主流的动量交换最为强烈。射流对主流的穿透与卷吸能力最强。但进一步增加掺氢比后,射流密度过低会导致穿透深度迅速衰减,燃料难以有效扩散至主流核心区,从而在预混段剪切层及近壁区形成局部富燃料区,使局部当量比显著高于整体 0.41 ~ 0.48。这些局部富燃料区为后续回火提供了高反应活性的前提,是高掺氢条件下燃烧模式失稳的关键诱因之一。

2.3 掺氢比及当量比对燃烧特性的影响

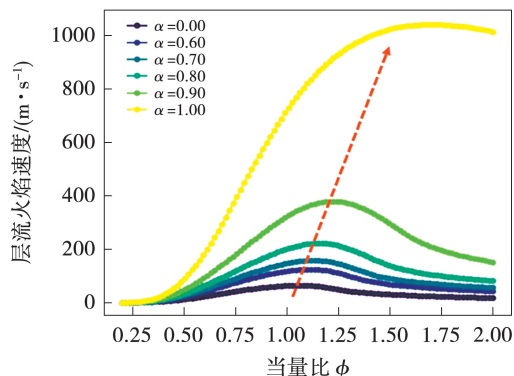
为定量分析掺氢比对燃烧过程的影响,采用

Cantera 软件、基于 GRI-Mech III 机理进行一维预混层流火焰计算使用的原始代码可参见代码库 BurnSimPro<sup>[15]</sup>, 结果如图 17 所示。在固定初始温度 680 K 和压力  $1.3 \times 10^6$  Pa 条件下, 掺氢比的提高显著提升了绝热火焰温度  $T_{ad}$  和层流火焰速度  $S_L$ 。当量比略高于 1.0, 即  $\phi \approx 1.1$  时,  $S_L$  达到最大值, 且随着掺氢比增加,  $S_L$  峰值向更富燃料方向移动。例如, 掺氢比为 0.6 时, 最大  $S_L$  为 1.8 m/s, 而掺氢比为 1.0 时,  $S_L$  增至 3.2 m/s, 增幅达 78%。

$S_L$  增长直接导致 Damköhler 数显著增大。当预混段内因射流特性变化出现局部富燃料区时, 局部  $S_L$  远高于基于整体当量比的预测值。在低速剪切层或近壁区, 局部火焰传播速度极易超过当地气流速度, 从而触发边界层回火或涡破碎诱导回火, 与覃思博等人<sup>[16]</sup>观察到的回火机理高度一致, 这也是掺氢比  $\geq 0.8$  后 DACRS 燃烧器发生回火的根本化学动力学原因。



(a) 绝热火焰温度



(b) 层流火焰传播速度

图 17 掺氢比及当量比对氢气与甲烷混合物的绝热火焰温度及层流火焰传播速度的影响

Fig. 17 Influences of hydrogen blending ratio and equivalence ratio on adiabatic flame temperature and laminar flame speed of hydrogen and methane mixture

### 3 结 论

(1) 当掺氢比  $\leq 0.7$  时, DACRS 双级反旋结构可有效抑制中心回流区形成, 维持贫预混燃烧稳定, 具备抑制高活性燃料回火的潜力。

(2) 掺氢比  $\geq 0.8$  时, 氢气的高反应活性导致回火现象发生, 双级反旋气动结构失效, 燃烧模式由贫预混转为部分预混/扩散模式, 流场呈现直射流特征, 整体流速提升 4~5 倍。

(3) 掺氢比从 0.6 增至 1.0, 绝热火焰温度与层流火焰速度显著升高, 射流密度由  $5.0 \text{ kg/m}^3$  降至  $1.2 \text{ kg/m}^3$ , 射流动量比非线性变化, 并在掺氢比 0.82 处出现峰值, 此时射流对主流的穿透与掺混能力最强。

### 参考文献:

- [1] LIU C, YANG J, DONG Q, et al. Experimental and numerical study on flow field characteristics of a combustion chamber with double-stage counter-rotating swirlers[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2024, 151: 107245.
- [2] MARGASON R J. Fifty years of jet in cross flow reaserch [J]. AGARD Conference Proceedings, 1993: 1–141.
- [3] LISCINSKY D S, TRUE B, HOLDEMAN J D. Experimental investigation of crossflow jet mixing in a rectangular duct [C] // 29th Joint Propulsion Conference and Exhibit, Monterey, CA, 1993: AIAA-93-2037.
- [4] HAN D, OROZCO V, MUNGAL M G. Gross-entrainment behavior of turbulent jets injected obliquely into a uniform crossflow [J]. AIAA Journal, 2000, 38: 1643–1649.
- [5] DAVIS D W, CHEHROUDI B, TALLEY D G. A rocket-like coaxial injector in an acoustic field under sub- and supercritical conditions [C] // 10th International Congress on Liquid Atomization and Spray Systems (ICLASS 2006), Kyoto, Japan, 2006.
- [6] DAVIS D W. On the behavior of a shear-coaxial jet, spanning sub- to supercritical pressures, with and without an externally imposed transverse acoustic field [D]. Stetklich; The Pennsylvania State University, 2006.
- [7] 王 彤, 姜 磊, 王博涵, 等. 轴向双级反旋预混喷嘴燃烧调整边界实验研究[J]. 推进技术, 2023, 44(4): 136–145.  
WANG Tong, JIANG Lei, WANG Bohan, et al. Experimental research on mapping boundary of axial double annular counter-rotating swirler[J]. Journal of Propulsion Technology, 2023, 44(4): 136–145.
- [8] OIJEN J A V, GOEY L P H D. Modelling of premixed laminar flames using flamelet-generated manifolds[J]. Combustion Science and Technology, 2000, 161: 113–137.