

MILD 条件下 CH_4 和 CH_4/H_2 混合气在射流混合边界层内的湍流燃烧机理

赵俊¹, 卢欣¹, 赵延芳¹, 亢银虎²

(1. 中石油天然气销售公司, 北京 100007; 2. 低品位能源利用技术及系统教育部重点实验室, 重庆 400044)

摘要: 采用高阶精度的直接数值模拟(DNS)方法, 研究了中高强度低氧稀释(MILD)条件下 CH_4 和 CH_4/H_2 燃料在湍流射流混合边界层内的着火动力学、燃烧模式以及湍流传输/化学反应之间的相互作用机理, 并与甲烷/空气均匀混合预混气的着火特性进行了对比。研究发现: 在 MILD 着火条件下, 当掺氢比为 0% ~ 20% 时, 与甲烷/空气均匀混合预混气着火过程相比, 在甲烷中仅掺入 5% 氢气就能大大缩短甲烷的着火延迟时间, 随着氢气添加量的进一步增加, 氢气对均质着火延迟时间的影响减弱; 湍流射流混合边界层中, 初始着火核心发生在混合物分数 ξ 在 0.1 ~ 0.3 的范围内, 随后着火核心以缓燃波的形式向外侧贫燃区域内传播, 引燃当地的自着火反应, 并形成第二个着火核心, 其位置位于 $\xi < 0.05$ 的区域内; 在湍流射流的 MILD 燃烧过程中, 由于氧气稀薄, 总体燃烧过程呈现出非预混燃烧状态, 并且主要发生在富燃区, 燃烧场内温度分布较均匀, 无明显的高温区域。

关键词: 天然气; 氢气; 射流边界层; 燃烧模式; 着火机理

中图分类号: TK4

文献标识码: A

DOI: 10.16146/j.cnki.rndlgc.2025.04.018

[引用本文格式] 赵俊, 卢欣, 赵延芳, 等. MILD 条件下 CH_4 和 CH_4/H_2 混合气在射流混合边界层内的湍流燃烧机理[J]. 热能动力工程, 2025, 40(4): 162-170. ZHAO Jun, LU Xin, ZHAO Yanfang, et al. Turbulent combustion mechanism of CH_4 and CH_4/H_2 blends in jet mixing boundary layer under the MILD condition[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2025, 40(4): 162-170.

Turbulent Combustion Mechanism of CH_4 and CH_4/H_2 Blends in Jet Mixing Boundary Layer under the MILD Condition

ZHAO Jun¹, LU Xin¹, ZHAO Yanfang¹, KANG Yinhu²

(1. Petrochina Natural Gas Marketing Company, Beijing, China, Post Code: 100007; 2. Key Laboratory of Low-grade Energy Utilization Technologies and Systems, Ministry of Education of China, Chongqing, China, Post Code: 400044)

Abstract: The combustion mechanisms of CH_4 and CH_4/H_2 in turbulent jet mixing boundary layer under medium-high intensity low-oxygen dilution combustion (MILD) condition by direct numerical simulation (DNS) method with high-order accuracy were studied, such as the ignition kinetics, combustion mode and interaction mechanism between turbulent transport and chemical reactions which was compared with the ignition characteristics of premixed gas uniformly mixed with methane/air. It is found that under the MILD condition, when the hydrogen doping ratio is 0% - 20%, the ignition delay time of methane can be greatly reduced if only 5% hydrogen is added to methane, and the influence of hydrogen on the homogeneous ignition delay time weakens with further increment of methane. In the turbulent jet mixing boundary layer, the initial ignition kernel occurs in the mixture fraction(ξ) range of 0.1 - 0.3, and then the ignition core propagates to the outer lean region in the form of the slow burning wave, triggering the local spontaneous ignition reaction and forming the second flame kernel that is located in the region $\xi <$

收稿日期: 2024-09-07; 修订日期: 2024-12-02

基金项目: 国家自然科学基金(22178032)

Fund-supported Project: National Natural Science Foundation of China (22178032)

作者简介: 赵俊(1977-), 男, 中石油天然气销售公司高级工程师.

0.05. During the whole MILD combustion process, due to the dilution of oxygen concentration, the combustion process exhibits behaviors of non-premixed combustion with fuel-rich premixedness, more uniform temperature distribution in temperature field, and the absence of obvious high temperature region.

Key words: natural gas, hydrogen, jet boundary layer, combustion mode, ignition mechanism

引言

天然气凭借高安全性、高热值、价格便宜等优点,已得到广泛应用。但天然气燃烧会排放大量的CO₂,难以满足低碳要求,急需一种降低碳排放的替代燃料^[1-2]。氢气的燃烧产物仅为水,其作为一种来源广泛、能量密度高且多用途的理想清洁燃料,受到了广泛重视。将氢气掺混到天然气中,能有效降低碳排放。但掺氢后的天然气燃烧特性会发生一定的变化。在掺入不同比例的氢气后,天然气的热值、火焰传播速度、起燃能量等都会有所改变。掺氢可以提高天然气的氧化速率和燃烧速度,但也会影响到燃烧温度和火焰稳定性^[3]。因此,在掺入氢气后,需要进行恰当的燃气配比和燃烧调控,以保证燃烧安全和减排效果。

目前,人们在掺氢燃料的基础燃烧机理方面的研究已取得重大进展。Hankinson 等人^[3]发现对于CH₄/H₂/空气预混气,掺氢导致最小点火能量和熄火距离减小。陈肯等人^[4]的燃烧弹实验发现,随着掺氢比增大,甲烷的可燃下限先上升后逐渐趋于稳定。Law 等人^[5]的实验表明,掺氢引起的胞状不稳定性会导致C₃H₈着火失败。苗海燕等人^[6]的定容燃烧弹实验发现,掺氢天然气的火焰稳定性随着掺氢比的增大而减弱,随着当量比的增大而增强;当掺氢比低于20%时,火焰趋于稳定;当掺氢比超过20%以后,氢气的优先扩散特性会引发贫燃火焰不稳定性;当掺氢比升高至80%时,当量比必须超过1.2才能确保火焰稳定。

MILD燃烧是指当助燃空气的氧浓度为3%~9%、预热温度为800~1400 K时,由于燃烧反应区扩展至整个燃烧室容积内,导致燃烧强度变缓、温度分布趋于均匀、污染物生成受抑制的燃烧方式^[7]。许多学者对MILD燃烧方式展开了研究。李鹏飞等人^[7]研究了当量比以及非预混、部分预混和完全预混3种燃烧模式对中高强度低氧稀释MILD燃烧方式的影响作用机制,研究表明MILD燃烧具有稳定

性强、炉温分布均匀的特性,且当量比低于0.98才能降低CO和H₂的排放水平。刘晓东^[8]的实验与数值模拟研究发现,在常温空气下通过调整燃烧器钝体高度也可以实现从常规燃烧方式向MILD燃烧方式的转变,并且强烈的烟气内循环和高速射流混合在其中起决定性作用。Tu 等人^[9]基于数值模拟对比了C₃H₈在常规燃烧与MILD燃烧方式下的性能差异,发现与常规燃烧方式相比,MILD燃烧方式产生更低的炉内热流密度、更高的对流换热系数,C₃H₈的初始裂解反应被抑制,经快速型、N₂O型和NNH型路径生成的NO增加,表明这两种燃烧模式下的燃烧、传热及污染物生成路径有显著不同;但两种燃烧模式下的NO生成仍是以热力型路径为主。Tu 等人^[10]还研究了O₂/N₂、O₂/CO₂和O₂/H₂O 3种气氛下的MILD燃烧特性,结果表明,采用N₂或H₂O作稀释剂比采用CO₂作稀释剂能够获得更优的MILD性能,因此MILD燃烧方式与富氧燃烧结合后在碳捕集封存领域将具有很大的技术潜力。

Dally 等人^[11]基于数值模拟研究了不同掺氢比和氧浓度对MILD燃烧方式的影响机制,研究表明,随着O₂体积分数的降低,火焰变得不明亮,反应区温升被抑制,CO、OH及NO的含量大大降低;当O₂体积分数为3%时,NO排放体积分数低于5×10⁻⁶,且在炉内分布广泛,这与其他O₂体积分数下的NO分布率不一致。Shinomori 等人^[12]利用烟气再循环型燃烧器研究了MILD燃烧特性,实验发现,NO_x排放量从108×10⁻⁶减少至22×10⁻⁶。Shi 等人^[13]对比了20种不同条件下CH₄和掺氢天然气的预混燃烧以及NH₃的MILD燃烧特性,结果表明NH₃的MILD燃烧显著降低了NO排放量。Wicksall 等人^[14]研究了纯CH₄或60%CH₄/40%H₂在贫燃预混旋流燃烧室内的燃烧特性,研究发现,掺氢会导致CH₄旋流火焰更短、燃烧更剧烈;纯CH₄火焰比掺氢天然气在高压应变区域燃烧更强烈;纯CH₄的燃烧在入口高速射流区熄灭,而掺氢能够维持稳定燃烧。

综上所述,目前对掺氢燃料的燃烧特性和MILD燃烧方式已有较多研究,但是对于工程燃烧装置内

普遍采取的湍流射流燃烧,其湍流射流火焰的 MILD 燃烧方式以及湍流/火焰相互作用鲜有研究报道。由于 MILD 燃烧方式能有效降低污染物排放,如今对 MILD 条件下射流混合边界层内 CH₄/H₂ 混合燃料的各种燃烧现象和局部模式的研究还不够深入。本文将利用详细的化学反应和组分传输模型,开展高阶精度的直接数值模拟(DNS),研究纯甲烷和掺氢甲烷的湍流射流燃烧机理。研究结果为研发设计甲烷/氢为燃料的燃烧设备提供理论参考依据。

1 火焰构型和数值方法

1.1 火焰构型及边界条件

与雷诺平均 N - S 方程(RANS)和大涡模拟(LES)方法相比,DNS 不采用任何封闭假设,对湍流燃烧方程进行直接求解,可获得湍流燃烧过程的最真实详细的信息,因此本文采取 DNS 模拟研究 CH₄/H₂ 的湍流射流燃烧机理。DNS 所采用的湍流射流火焰构型及边界条件如图 1 所示。

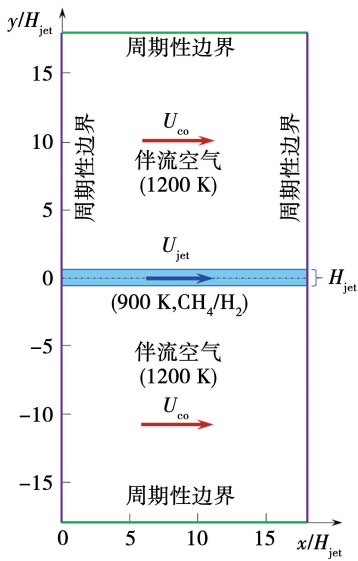


图 1 火焰构型及边界条件设置

Fig. 1 Flame configuration and boundary condition setting

二维计算域 1.44 mm × 2.88 mm 采用结构化网格进行离散,射流流向 x 和横向 y 上采用等步长网格与周期性边界条件。计算域中心为 CH₄/H₂ 燃料射流,射流初始温度 $T_{\text{jet}} = 900$ K;射流外围的伴流为经稀释后的热空气,氧气摩尔分数 $X_{\text{O}_2} = 6\%$ 、伴流初始温度 $T_{\text{co}} = 1\,200$ K。燃料射流和伴流空气的平均速度分别为 $U_{\text{jet}} = 100$ m/s 和 $U_{\text{co}} = 1$ m/s,图中 H_{jet} 为初始射流宽度。

DNS 的工况参数如表 1 所示,表中 ξ_{st} 是化学当量混合物分数。依次改变中心燃料流中 H₂ 的掺混比 α_{H_2} ,研究 α_{H_2} 为 0%,5%,10%,15%,20% 5 种工况时甲烷的着火特性。

表 1 DNS 的工况参数

Tab. 1 Working condition parameters of the DNS

工况	$\alpha_{\text{H}_2}/\%$	$U_{\text{jet}}/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$U_{\text{co}}/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	ξ_{st}
1	0	100	1	0.016 9
2	5	100	1	0.016 8
3	10	100	1	0.016 7
4	15	100	1	0.016 6
5	20	100	1	0.016 5

初始解的生成方法是在层流射流解上叠加各向同性湍流场而获得。图 2 是工况 1 初始解中温度 T 、混合物分数 ξ 及涡量的场分布。

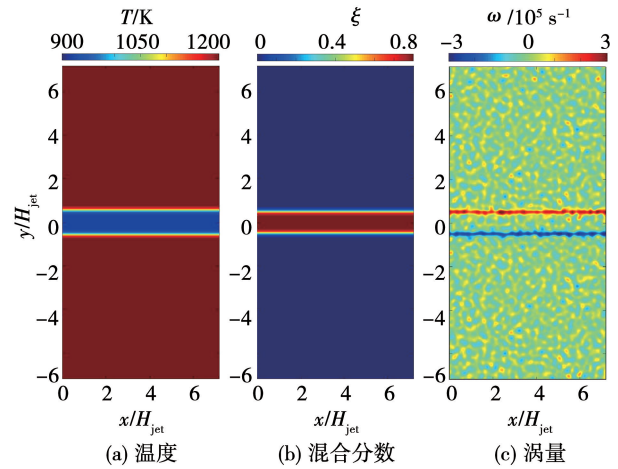


图 2 初始解中温度、混合物分数与涡量图

Fig. 2 Initial profiles of temperature, mixture fraction and vorticity

关于层流解,沿横向的 x 分量、速度 U 和混合物分数 ξ 由式(1) - 式(3)计算:

$$U(y) = U_{\text{co}} + \frac{U_{\text{jet}} - U_{\text{co}}}{2} \cdot |f_1(y, H_{\text{jet}}) - f_2(y, H_{\text{jet}})| \tag{1}$$

$$\xi(y) = \frac{\xi_{\text{jet}}}{2} \cdot |f_1(y, H_{\text{jet}}) - f_2(y, H_{\text{jet}})| \tag{2}$$

$$\begin{cases} f_1(y, H_{\text{jet}}) = \tanh\left[\frac{y - (y_{\min} + y_{\max} + H_{\text{jet}}/2)/2}{\sigma}\right] \\ f_2(y, H_{\text{jet}}) = \tanh\left[\frac{y - (y_{\min} + y_{\max} - H_{\text{jet}}/2)/2}{\sigma}\right] \end{cases} \tag{3}$$

式中: H_{jet} —初始射流宽度,取值1 mm; σ —混合层厚度,取值0.02 mm; y_{min} 、 y_{max} —计算域内 y 坐标的最小值与最大值。

初始成分与温度场的生成方法是在假设施密特数 $Sc=1$ 的情况下,生成 U 和 ξ 的初始场使用相同的 H_{jet} 和 σ 值^[15]。 $\xi_{jet}=0.8$ 是中心燃料射流的混合物分数值。基于Bilger公式^[16],由局部 ξ 值确定每个网格点处的气体成分,并通过燃料流和氧化剂流之间的绝热、无反应混合假设确定当地温度。

在利用式(1)~式(3)获得层流解的基础上,进一步叠加上湍流脉动场(由Passot-Pouquet能谱模型^[17]生成二维各向同性湍流),便可获得湍流燃烧的初始解。式(4)是湍流能谱模型, k 和 k_e 分别表示波数和最大含能波数, u_i 表示均方根脉动速度。

$$E(k) = \frac{32}{3} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{u_i^2}{k_e} \left(\frac{k}{k_e}\right)^4 \exp\left[-2\left(\frac{k}{k_e}\right)^2\right] \quad (4)$$

1.2 数值方法

DNS模拟程序采用Fortran语言编写,并在MPI并行计算环境中求解全压缩Navier-Stokes方程以及总能量、质量连续性和物种守恒方程。Chemkin^[18]和Transport软件包^[19]用于估算化学反应速率及输运参数;采用Strang Splitting算法^[20]将原始的可压缩反应流方程分解为两部分:与化学反应相关的ODE方程组,以及控制粘性流动、热传导和组分扩散过程的PDE方程组。使用动态自适应混合积分求解器(AHI-S)^[21]和intel MKL^[22]中的PARDISO稀疏矩阵子程序,对具有强化学刚性的ODE方程组进行了时间推进,以加快时间积分效率。采用一种八阶中心有限差分格式^[23]对PDE方程组进行空间离散化,然后使用四阶六级显式Runge-Kutta方法^[24]进行时间积分。此外,每10个时间步进行一次十阶显式滤波计算^[25],以消除解法中的非物理高频数值振荡。

在本模拟中,计算域由结构化四边形网格离散化,射流流向和横向上网格间距均为1 μm,足以解析湍流波谱中的最小尺度;时间积分采用了恒定的时间步长 $\Delta t=1$ ns,该步长满足Courant-Friedrichs-Lewy (CFL)条件。采用GRI3.0详细的甲烷化学机理(包括53种组分与325步基元反应)。

2 结果与讨论

2.1 均匀预混气着火特性

根据混合物分数确定初始预混气成分,再通过SENKIN模拟获得预混气着火延迟时间。将不同混合物分数下着火延迟时间制成曲线,如图3所示。由图3可知,只需在甲烷中掺入5%氢气,就能显著缩短甲烷的着火延迟时间,缩短幅度超过一半,尤其是在富燃区域内缩短程度更大。随氢气比例增加,掺氢对均质着火延迟时间的影响逐渐减弱。着火延迟时间随 ξ 是单调递增的,因此初始着火核位于极贫燃侧,此区域内的混合物分数记为 ξ_{MR} 。

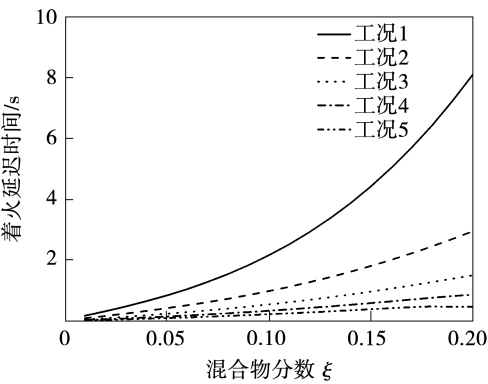


图3 工况1~工况5均质预混气着火延迟时间随 ξ 的变化

Fig.3 Change in homogenous premixed gas ignition delay time with ξ under working conditions 1 – 5

2.2 湍流射流边界混合层中的着火特性

以工况5为例,图4为最高温度 T_{max} 、最大释热率 HRR_{max} 以及最大标量耗散率 χ_{max} 随时间的变化曲线。 $\chi=2a|\nabla\xi|^2$,其中 a 是热扩散系数。由图4可知,模拟开始后,由于混合层内的剪切湍流很强, χ_{max} 急剧增大,最大值出现在化学计量等值面上,随后由于粘性耗散, χ_{max} 突然减小。在标量耗散率下降阶段,贫燃侧 ξ_{MR} 混合物经历了明显的自发放热着火事件。随着贫燃侧被点燃的火核向富燃区传播,温度逐渐上升,但峰值温度较低,体现出了MILD燃烧的特点之一,即温度分布较均匀。随着 χ_{max} 的不断减小, T_{max} 逐渐增大,在0.18 ms时 HRR_{max} 迅速增大,并在0.32 ms时达到第一个峰值。

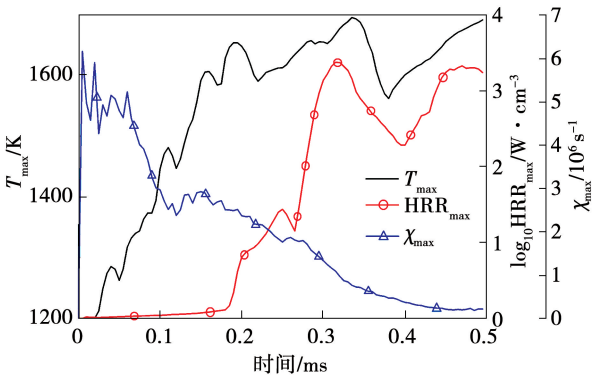


图 4 工况 5 最高温度 $T_{\max}$ 、最大释热率 $HRR_{\max}$ 以及最大标量耗散率 $\chi_{\max}$ 随时间的变化

Fig. 4 Change in maximum temperature, maximum HRR and maximum scalar dissipation rate with time under working condition 5

图 5 为工况 5 中 4 个代表性时刻的 T 、 HRR 、 ξ 和 χ 的分布。 $t = 0.05\text{ ms}$ 的瞬间对应于显热温度明显上升的开始; $t = 0.32\text{ ms}$ 对应于 $HRR_{\max}$ 峰值状态; $t = 0.4\text{ ms}$ 对应于 $HRR_{\max}$ 极小值点, $t = 0.49\text{ ms}$

对应于燃尽阶段。本文研究表明,对于当前的高速射流,射流中心线两侧交替重复出现旋转方向相反的涡旋(即卡门涡街结构)。卡门涡街结构是由不稳定的流体分离引起的,随着时间的推移,涡旋的大小在共流夹带作用下不断增大。着火反应和组分混合过程伴随着涡流的演变,从而影响了燃料的着火动力学。在 $t = 0.05\text{ ms}$ 前,热量主要产生于超贫燃区内反应活性最高(ξ_{MR})的混合气;然后,低温缓燃波以相当快的速度向富燃区传播。开始时 HRR 分支的宽度较大,这意味着最初的着火传播是由自着火波模式控制的,而不是由热扩散或自由基扩散控制的缓燃波传播模式。在后 3 个时刻, $HRR_{\max}$ 相对较低,且最大温度维持在 1600 K 附近,表明 MILD 燃烧场内不存在明显的高温区。值得注意的是,高温着火反应总是发生在外侧贫燃区域内、而不是 ξ_{st} 位置,是因为贫燃气体的初始温度高,具有最短的着火延迟时间。富燃区内的燃料向外扩散到贫燃区,参与当地的高温着火反应。

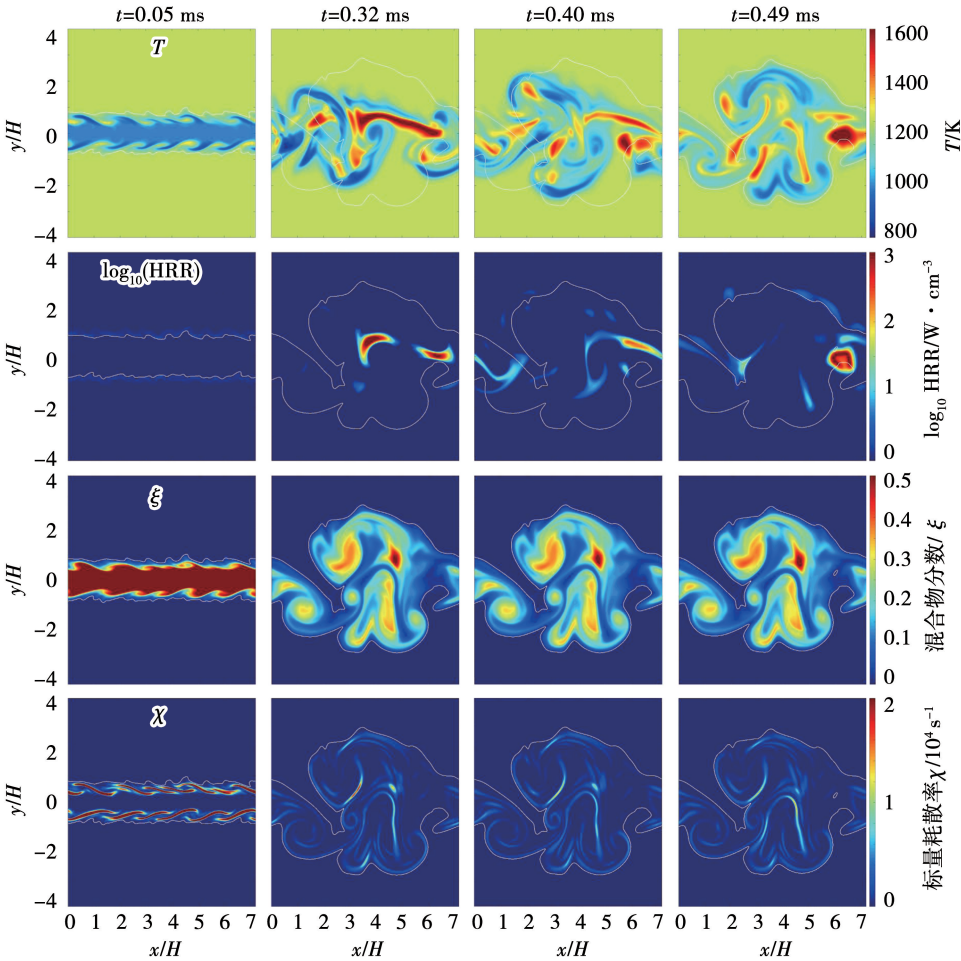


图 5 工况 5 下不同时间时 T 、 HRR 、 ξ 、 χ 的分布图(白色实线代表化学当量等值线 ξ_{st})

Fig. 5 Profiles of T , HRR , ξ and χ at different time under working condition 5 (white solid line represents chemical equivalent contour line ξ_{st})

2.3 湍流射流边界层内的火焰传播机制

上文讨论了湍流射流边界层内燃料着火过程及多模式特征,本节利用输运预算分析方法阐明扩散输运在火焰峰面传播中所起的作用。图6为工况1, 2,5条件下, $t-\xi$ 空间内 OH 基质量分数 Y_{OH} 的概率密度函数(PDF)分布图。

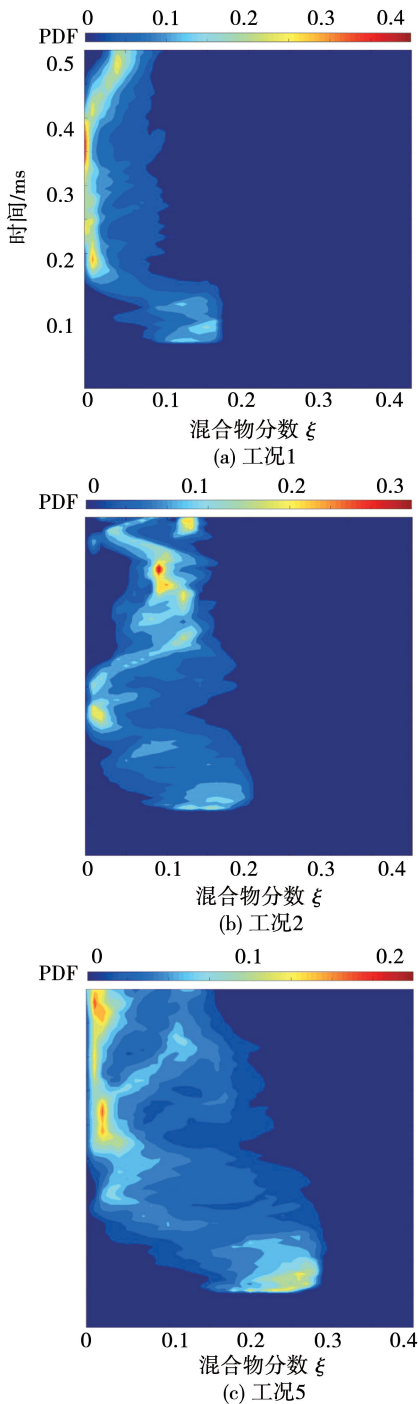


图6 不同工况下 $t-\xi$ 空间内 Y_{OH} 的概率密度函数(PDF)分布图
Fig.6 Distribution diagrams of probability density function (PDF) of Y_{OH} in $t-\xi$ space under different working conditions

作为激活着火链式反应的最重要自由基, OH 基质量分数可反映着火反应强弱,因此,图中 Y_{OH} 的最大 PDF 区域代表着火反应区。由图6可知,无论掺氢比是多少,在 ξ 空间中始终存在两个突出的放热着火位置。图中 Y_{OH} 的 PDF 最大区域代表着火反应区。初始阶段形成的第一个着火核心发生在 $\xi = 0.1 \sim 0.3$ 的范围内;随后火核以缓燃波的形式向外侧贫燃区域内传播,引燃当地的自着火反应,继而形成第二个着火核心,其位置位于 $\xi < 0.05$ 的区域内。这说明对于 MILD 燃烧模式而言, $\xi = 0.1 \sim 0.3$ 区域内的初始着火反应控制着整体的燃烧进程。

为了做进一步验证,图7给出工况5不同时刻以 ξ 为条件量的统计平均位移速度 S_d 和火焰指数 FI。 S_d 基于 H_2O 质量分数 Y_{H_2O} 而定义可分解为化学反应速度 $S_{d,R}$,法向扩散速度 $S_{d,N}$,切向扩散速度 $S_{d,T}$ 。如式(5)^[25]所示,FI的定义式见式(6)。

$$\left\{ \begin{aligned} S_d &= \underbrace{\frac{\omega_{H_2O}}{\rho |\nabla Y_{H_2O}|}}_{S_{d,R}} + \underbrace{\frac{\frac{\partial}{\partial \eta} \left(\rho D \frac{\partial Y_{H_2O}}{\partial \eta} \right)}{\rho |\nabla Y_{H_2O}|}}_{S_{d,N}} + \underbrace{\frac{D(\nabla \cdot n)}{S_{d,T}}}_{S_{d,T}} \\ n &= \frac{\nabla Y_{H_2O}}{|\nabla Y_{H_2O}|} \end{aligned} \right. \quad (5)$$

式中: ρ —混合物密度; ω_i 和 D_i —组分 i 的反应速率和质扩散系数; n — Y_{H_2O} 等值面的法向单位矢量。

$$FI = \frac{\nabla Y_{NH_3+H_2} \cdot \nabla Y_{O_2}}{|\nabla Y_{NH_3+H_2}| \cdot |\nabla Y_{O_2}|} \quad (6)$$

式中: FI—燃料和氧化剂梯度之间平行度^[25]。因此可区分局部燃烧模式: FI < 0 表示非预混燃烧; FI > 0 表示预混燃烧。

图7表明, $S_{d,R}$ 在 ξ 范围内一直维持在零附近,其贡献相对于法向或切向位移速度的贡献极小。 $S_{d,T}$ 的值也可忽略,而 S_d 及其分量 $S_{d,N}$ 的值始终保持相近,说明火焰锋面的位移主要是受法向位移速度所控制,化学反应及曲率的影响可以忽略不计。FI 曲线显示,在 $t < 0.4$ ms 的阶段 FI 始终小于零,表明扩散模式占主导地位;即使在 $t = 0.49$ ms 时,仅在 ξ 在 $0.34 \sim 0.38$ 范围内出现预混模式,这是由于在 MILD 燃烧条件下涡团混合强度较弱、燃料与氧化剂的梯度方向变化缓慢所致。

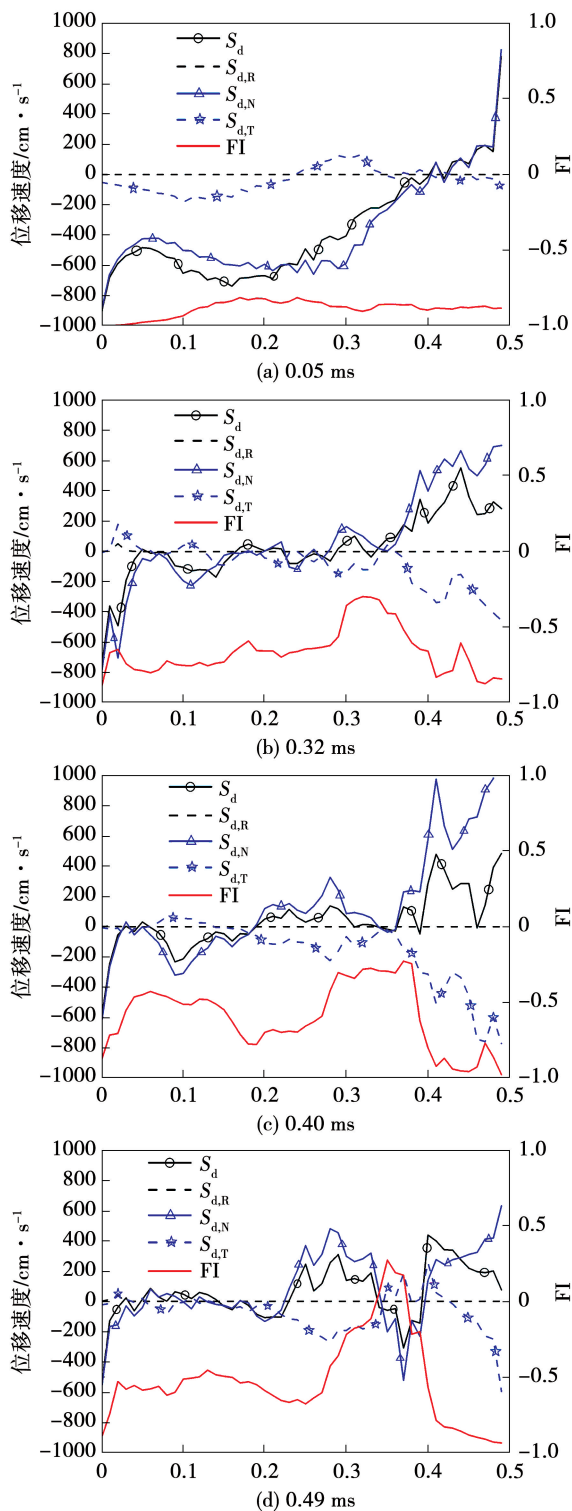


图 7 工况 5 下不同时刻位移速度 S_d 及 FI 在 ξ 空间内的条件统计平均值

Fig. 7 Conditional statistical means of displacement speed and FI in ξ space at different time under working condition 5

2.4 湍流射流边界层内的燃烧模式

甲烷和甲烷/氢气 MILD 射流燃烧具有多阶段

和多模式特点,即混合气依次发生自着火、锋面传播,以及预混与非预混燃烧模式。为探究边界层内部的复杂燃烧模式,根据当地 FI 指数和混合物分数,可将计算域划分为 5 种区域,包括:非反应区 (NRZ, $\xi < 0.001$)、贫燃扩散 (DIFL, $FI < 0, \xi_{st} > \xi > 0.001$)、富燃扩散区 (DIFR, $FI < 0, \xi > \xi_{st}$)、贫燃预混区 (PREL, $FI > 0, \xi_{st} > \xi > 0.001$) 和富燃预混区 (PRER, $FI > 0, \xi > \xi_{st}$)。值得注意的是,根据上述标准划分的模式并不重叠。

图 8 为工况 5 射流边界层内燃烧模式区域随时间的演变。由图 8 可知,在 $t = 0.32$ ms 时,PRER 和 PREL 模式首先出现在 ξ_{st} 等值面两侧,然后 PRER 向更富燃的一侧传递、吞噬未燃气体。随着时间的推移,不断扩展的 DIFR 分支和 PRER 分支占据的面积越来越大,整个燃烧过程处于富燃料燃烧状态。同样值得注意的是,在本文的强湍流、高射速条件下,火焰锋面发生了显著变形,形成了高曲率的片状结构,火焰折叠效应对上述燃烧模式的形成及演变会产生影响。

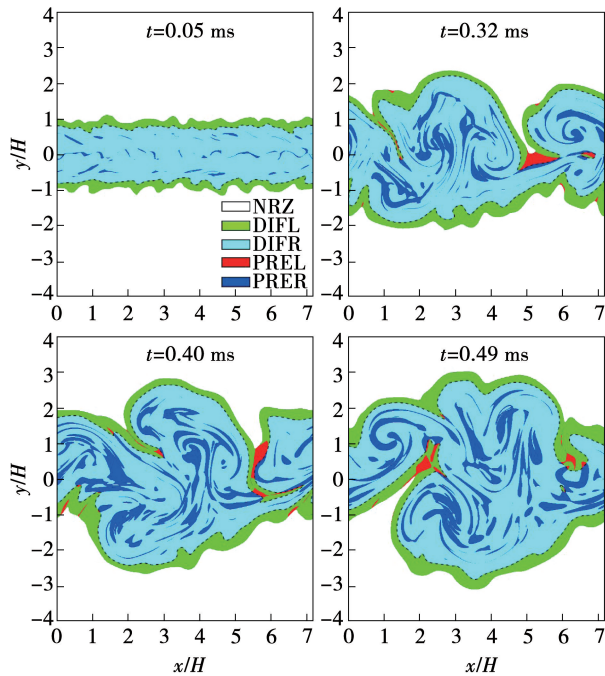


图 8 工况 5 射流边界层内燃烧模式的演变图
Fig. 8 Evolution diagram of combustion mode in jet flow boundary layer under working condition 5

3 结 论

采用高阶精度 DNS 模拟,研究了 MILD 燃烧条

件下射流边界层内CH₄和CH₄/H₂的湍流燃烧特性,包括边界层内发生的各种燃烧现象和局部燃烧模式,主要发现包括:

(1) 在甲烷中仅掺入5%氢气就能大大缩短甲烷的着火延迟时间,而且随着氢气添加量的进一步增加,氢气对着火延迟时间的影响会减弱。

(2) 在MILD条件下的射流边界层中,初始着火核心发生在 $\xi = 0.1 \sim 0.3$ 的范围内;随后火核以缓燃波的形式向外侧贫燃区域内传播,引燃当地的自着火反应、继而并形成第二个着火核心,其位置位于 $\xi < 0.05$ 的区域内。

(3) 在MILD射流边界层燃烧中,扩散燃烧模式占主导,由于极低的氧气浓度,燃烧过程中温度分布较均匀,无明显的高温燃烧区域。

(4) PRER和PREL模式首先出现在 ξ_{st} 等值面两侧,然后PRER向更富的一侧传播。随后DIFR和PRER分支不断膨胀、占据的面积越来越大,燃烧过程主要处于富燃状态。

参考文献:

[1] 邵志翔,亢银虎,卢啸风. 计及脱硫方式的CFB锅炉碳排放规律研究[J]. 电力学报,2023,38(4):278-286.
SHAO Zhixiang, KANG Yinhu, LU Xiaofeng. Study on carbon emission law of CFB boiler considering desulfurization method[J]. Journal of Electric Power,2023,38(4):278-286.

[2] 段洪斌,周黎明,刘光奎,等. 四川省火力发电厂碳排放情况研究探讨[J]. 西部特种设备,2023,6(4):54-60.
DUAN Hongbin, ZHOU Liming, LIU Guangkui, et al. Research on carbon emission of thermal power plants in Sichuan province[J]. Western Special Equipment,2023,6(4):54-60.

[3] HANKINSON G, MATHURKAR H, LOWESMITH B J. Ignition energy and ignition probability of methane-hydrogen-air mixtures [C]. Sacramento: International Conference on Hydrogen Safety, 2009.

[4] 陈肯,张一泽,孙肇林,等. O₂/CO₂气氛下CH₄/H₂可燃下极限的实验研究[J]. 冶金能源,2019,38(6):31-36.
CHEN Ken, ZHANG Yize, SUN Zhaolin, et al. Experimental study on the lower flammability limits of CH₄/H₂ in O₂/CO₂ atmosphere [J]. Energy for Metallurgical Industry,2019,38(6):31-36.

[5] LAW C K, KWON O C. Effects of hydrocarbon substitution on atmospheric hydrogen-air flame propagation[J]. International Journal of Hydrogen Energy,2004,29(8):867-879.

[6] 苗海燕,焦琦,黄佐华,等. 稀释气对掺氢天然气层流预混燃

烧火焰稳定性的影响[J]. 燃烧科学与技术,2010,16(3):220-224.

MIAO Haiyan, JIAO Qi, HUANG Zuohua, et al. Effect of diluent gas on flame stability of laminar combustion of premixed hydrogen enriched natural gas and air mixtures [J]. Journal of Combustion Science and Technology,2010,16(3):220-224.

[7] 李鹏飞,米建春, Dally BB, 等. 当量比和反应物混合模式对无焰燃烧的影响[J]. 中国电机工程学报,2011,31(5):20-27.
LI Pengfei, MI Jianchun, DALLY B B, et al. Effects of equivalence ratio and mixing pattern of reactants on flameless combustion [J]. Proceedings of the CSEE,2011,31(5):20-27.

[8] 刘晓东. 常温空气MILD燃烧的实验研究与火焰面模型的模拟 [D]. 武汉:华中科技大学,2011.
LIU Xiaodong. Experiments study and flamelet model simulations on MILD combustion under normal temperature air [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Techology,2011.

[9] TU Y J, XU S T, XIE M Q, et al. Numerical simulation of propane MILD combustion in a lab-scale cylindrical furnace [J]. Fuel, 2021,290:119858.

[10] TU Y J, YANG W M, SIAH K B, et al. A comparative study of methane MILD combustion in O₂/N₂, O₂/CO₂ and O₂/H₂O [J]. Energy Procedia,2019,158:1473-1478.

[11] DALLY B B, KARPETIS A N, BARLOW R S. Structure of turbulent non-premixed jet flames in a diluted hot coflow [J]. Proceedings of the Combustion Institute,2002,29(1):1147-1154.

[12] SHINOMORI K, KATOU K, SHIMOKURI D, et al. NO_x emission characteristics and aerodynamic structure of a self-recirculation type burner for small boilers [J]. Proceedings of the Combustion Institute,2011,33(2):2735-2742.

[13] SHI H, LIU S, ZOU C, et al. Experimental study and mechanism analysis of the NO_x emissions in the NH₃ MILD combustion by a novel burner [J]. Fuel,2022,310:122417.

[14] WICKSALL D M, AGRAWAL A K, SCHEFER R W, et al. The interaction of flame and flow field in a lean premixed swirl-stabilized combustor operated on H₂/CH₄/air [J]. Proceedings of the Combustion Institute,2005,30(2):2875-2883.

[15] LAW C K. Combustion physics [M]. Cambridge: Cambridge University Press,2006.

[16] BILGER R W. The structure of turbulent nonpremixed flames [J]. Combustion and Flame,1989,22(1):475-488.

[17] PASSOT T, POUQUET A. Numerical simulation of compressible homogeneous flows in the turbulent regime [J]. Journal of Fluid Mechanics,1987,181:441-466.

[18] KEE R J, RUPLEY F M, MEEKS E, et al. CHEMKIN-III: A FORTRAN chemical kinetics package for the analysis of gas-phase chemical and plasma kinetics [R]. Albuquerque: Sandia

National Laboratories,1996.

[19] KEE R J,RUPLEY F M,MILLER J A,et al. TRANSPORT-A software package for the evaluation of gas-phase,multicomponent transport properties [M]. San Diego: Reaction Design, Inc. , 2000.

[20] STRANG G. On construction and comparison of difference schemes [J]. SIAM Journal on Numerical Analysis, 1968, 5 (3): 506 – 517.

[21] XU C,GAO Y,REN Z Y,et al. A sparse stiff chemistry solver based on dynamic adaptive integration for efficient combustion simulations[J]. Combustion and Flame,2016,172:183 – 193.

[22] Intel Math Kernel Library[EB/OL][Z].

[23] KENNEDY C A,CARPENTER M H. Several new numerical methods for compressible shear-layer simulations[J]. Applied Numerical Mathematics,1994,14(4):397 – 433.

[24] KENNEDY C A,CARPENTER M H,LEWIS R M. Low-storage, explicit Runge-Kutta schemes for the compressible Navier-Stokes equations[J]. Applied Numerical Mathematics, 2000, 35 (3): 177 – 219.

[25] YOO C S,SANKARAN R,CHEN J H. Three-dimensional direct numerical simulation of a turbulent lifted hydrogen jet flame in heated coflow: Flame stabilization and structure [J]. Journal of Fluid Mechanics,2009,640:453 – 481.

(姜雪梅 编辑)

(上接第 142 页)

[12] 吴康洛,黄俊,李峥辉,等. 基于 MIC-CFS-LSTM 的 SCR 出口 NO_x 浓度动态预测 [J]. 洁净煤技术, 2023, 29 (6): 142 – 150.

WU Kangluo,HUANG JUN,LI Zhenghui,et al. Dynamic prediction of the NO_x concentration at SCR system outlet based on MIC-CFS-LSTM model [J]. Clean Coal Technology, 2023, 29 (6): 142 – 150.

[13] TAN P,HE B,ZHANG C,et al. Dynamic modeling of NO_x emission in a 660 MW coal-fired boiler with long short-term memory [J]. Energy,2019,176:429 – 436.

[14] QIAO J. A novel online modeling for NO_x generation prediction in coal-fired boiler [J]. Science of the Total Environment, 2022, 847:157542.

[15] 李伟,徐强,孔德安,等. 电站锅炉 SCR 脱硝系统联合运行优化模型 [J]. 热力发电,2019,48(6):46 – 52.

LI Wei,XU Qiang,KONG Dean,et al. Optimization model for combined operation of SCR denitration system in utility boiler [J]. Thermal Power Generation,2019,48(6):46 – 52.

[16] 王桂林,张宇,王森,等. 基于支持向量机的选择性催化还原脱硝系统运行优化 [J]. 环境工程学报,2015,9(10): 5011 – 5016.

WANG Guilin,ZHANG Yu,WANG Sen,et al. Operation optimization of selective catalytic reduction system based on support vector machine [J]. Chinese Journal of Environmental Engineering,2015,9(10):5011 – 5016.

[17] 吕游,刘吉臻,杨婷婷,等. 基于 PLS 特征提取和 LSSVM 结合的 NO_x 排放特性建模 [J]. 仪器仪表学报,2013,34(11): 2418 – 2424.

LYU You,LIU Jizhen,YANG Tingting,et al. NO_x emission characteristic modeling based on feature extraction using PLS and LS-SVM [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2013, 34(11):2418 – 2424.

[18] 金秀章,陈佳政,李阳峰. 基于 ARIMA-OSELM 的火电厂 SCR 入口 NO_x 浓度预测建模研究 [J]. 计量学报,2023,44(9): 1458 – 1466.

JIN Xiuzhang,CHEN Jiazheng,LI Yangfeng. SCR inlet of thermal power plant based on ARIMA-OSELM prediction of NO_x concentration [J]. Acta Metrologica Sinica,2023,44(9):1458 – 1466.

(王治红 编辑)