

等离子体拓展氨/空气预混旋流火焰贫燃极限

王宇, 孔成栋, 乌晓江, 张忠孝

(上海交通大学机械与动力工程学院热能工程研究所, 上海 200240)

摘要: 为探究等离子体对氨-空气预混旋流火焰贫燃极限及燃烧效率的影响规律, 将等离子体等效为热源, 结合计算流体力学(CFD)燃烧模拟手段分析不同当量比及等离子体放电位置下氨的燃烧特性。结果发现, 布置等离子体等效热源后, 氨-空气贫燃极限从 0.82 降至 0.78 以下, 但同时伴随燃烧效率的下降。其原因主要在于等离子体放电输入热量可维持局部高温来防止火焰吹熄并提高局部火焰传播速度。然而, 随当量比下降等离子体作用范围减小, 导致部分氨逃逸进而引起燃烧不充分及燃烧效率下降。

关键词: 等离子体助燃; 氨燃烧; 贫燃极限; 燃烧效率

中图分类号: O53; TM8; TK5

文献标志码: A

文章编号: 1006-8740(2024)05-0457-09

Plasma-Extended Lean Blowout Limit of Ammonia/air Premixed Swirl Flame

Wang Yu, Kong Chengdong, Wu Xiaojiang, Zhang Zhongxiao

(Institute of Thermal Engineering, School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: In order to explore the plasma-extended lean blowout(LBO) limit of ammonia/air premixed swirl flame, the combustion characteristics of ammonia are analyzed under different equivalence ratios and locations of plasma source by computational fluid dynamics(CFD) combustion simulation. The results show that the LBO limit of ammonia/air premixed flame drops from 0.82 to 0.78 and below under the excitation of plasma heat source. However, the combustion efficiency decreases as the equivalence ratio decreases. It can be attributed to the fact that the local high-temperature environment provided by plasma discharge can prevent flame from blowing out and improve the local flame propagation speed. As the equivalence ratio decreases, the effective volume of plasma source shrinks, resulting in the escape of ammonia and the reduction of combustion efficiency.

Keywords: plasma-assisted combustion; ammonia combustion; lean blowout limit; combustion efficiency

在“碳中和”及“碳达峰”背景下, 无碳燃料得到广泛关注。其中, 氨作为“零碳”可再生燃料和高密度氢载体^[1], 具备较大的应用潜力和前景。然而, 氨

的反应活性低, 在常温常压下氨-空气预混气不易点燃, 氨燃烧稳定性较差且 NO_x 污染物排放高。这些不足给氨燃烧应用带来了巨大的挑战^[2-3]。

收稿日期: 2024-04-22.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52006138); 上海市浦江人才计划资助项目(20PJ1407300).

作者简介: 王宇(1995—), 男, 博士研究生, yuresearch@sjtu.edu.cn.

通信作者: 孔成栋, 男, 博士, 副教授, kongcd19@sjtu.edu.cn.

近些年,等离子体放电作为一种响应快速的燃烧调控手段得到了广泛研究^[4-8]. 实验表明,在流场中布置非平衡等离子体源可以有效拓宽氨燃烧极限并降低 NO_x 排放^[7-9]. 然而,等离子体拓宽燃烧极限机理尚不清晰,尤其是强湍流下的等离子体-氨火焰相互作用机制. 事实上,等离子体辅助湍流燃烧研究极具挑战,一方面,实验上较难保证等离子体与氨火焰空间位置的高精度调控及精细化测量,从而难以在可控条件下获得可靠的等离子体-氨燃烧实验数据;另一方面,等离子体放电-燃烧耦合过程的多尺度特性导致三维数值仿真困难,当前仍然缺少高保真等离子体-燃烧-湍流耦合模型.

为澄清等离子体与氨火焰间的复杂相互作用,众多学者利用数值模拟方法分别从等离子体化学和燃烧角度探索复杂的反应过程^[10-14]. 例如, Faingold 等^[10]研究了脉冲等离子体放电条件下放电频率和脉冲数对氨燃料着火特性的影响,结果表明高脉冲频率和脉冲数可以显著降低着火延迟时间. Shioyoke 等^[11]通过数值模拟发现电场持续作用时间与氨分解浓度正相关,而且 H 原子浓度增加能促进氨火焰传播,因此等离子体的化学效应对氨火焰稳定起主要影响^[11]. Taneja 等^[12]基于甲烷-氧等离子体反应动力学机理发展了非平衡等离子体强化氨燃烧反应机理模型. 由于实际三维空间内等离子体放电与燃烧耦合过程非常复杂,简化起见,他们的工作只讨论了零维和一维情况. 事实上,零维或一维模拟不能考虑复杂流场的影响^[4,13,16],由于燃烧室内流场结构复杂多变,在不同位置布置等离子体源可能会产生不同的助燃效果^[13]. 考虑到流动和输运扰动会影响等离子体源的形态及热释率^[1,17-18],有必要开展三维条件下等离子体强化氨燃烧的数值模拟研究.

本研究利用三维非稳态燃烧数值模拟手段,将等离子体简化为热源(稳燃点),根据等离子体放电特点假定热源的空间分布和时变频率,并将其作为能量方程的附加源项来模拟等离子体放电热效应对燃烧的影响. 具体研究不同当量比以及不同等离子体热源布置位置对常压下氨-空气预混旋流燃烧稳定性的影响,主要分析并揭示在流场中布置等离子体热源后,燃烧极限拓展以及燃烧效率变化的原因.

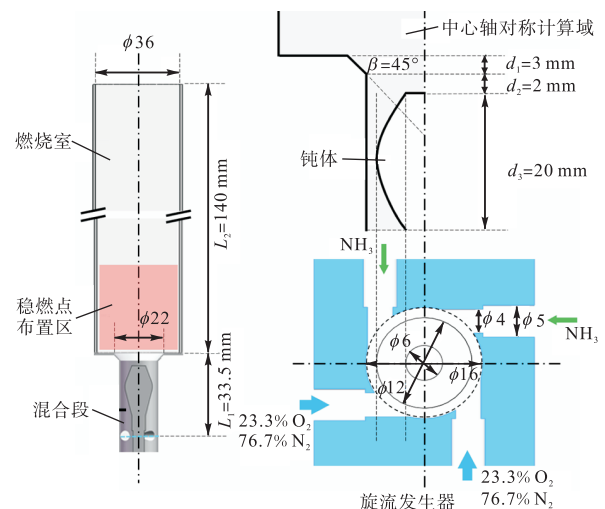
1 计算方法

1.1 几何模型与网格划分

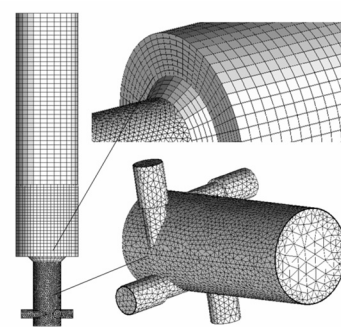
本研究采用的是突扩型钝体旋流燃烧器,该燃烧器主要由混合段和燃烧段两部分组成,混合段包括一

个四角切圆型旋流发生器和一个中心钝体,燃烧器的具体几何尺寸如图 1(a)所示. 混合段从入口到喷嘴的总长度为 33.5 mm,燃烧段高度为 140 mm,燃烧室的横截面为圆形,内直径为 36 mm. 钝体下游是一个倾斜 45°的渐开线喷嘴,最大直径为 22 mm. 具体而言,氨气和空气分别从 4 个内径为 4 mm 的入口切向进入并混合,绕过外径为 6 mm 的柱体表面,再流过钝体侧面的窄道,最后沿轴向的突扩型流道进入燃烧段.

图 1(b)是燃烧器的网格划分示意. 其中,混合段采用非结构化网格,燃烧段采用结构化网格,特别对等离子体热源附近区域网格进行了加密处理,壁面处添加了边界层网格. 经网格无关性验证确定总网格单元数约为 32 万,可获得较为准确的流场分布.



(a) 燃烧器几何尺寸



(b) 网格划分

图 1 燃烧器几何结构与网格划分

Fig.1 The geometric structure and meshing of the burner

1.2 基础物理模型和边界条件

本研究提出了一种简化的 3D 等效热源模型来探究等离子体热效应对湍流燃烧特性的影响. 具体而言,采用了湍流燃烧的通用 CFD 建模框架,其控制方程包括质量、动量、能量、组分守恒和热力学状

态方程, 如式(1)~(5)所示.

$$\partial\rho/\partial t + \nabla \cdot (\rho\mathbf{U}) = 0 \quad (1)$$

$$\partial(\rho\mathbf{U})/\partial t + \nabla \cdot (\rho\mathbf{U}\mathbf{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} - \boldsymbol{\tau}'_{ij}) \quad (2)$$

$$\partial(\rho E)/\partial t + \nabla \cdot (\mathbf{U}(\rho E + p)) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T - \sum h_i \mathbf{J}_i + \mathbf{U} \cdot \boldsymbol{\tau}) + S_h + S_E \quad (3)$$

$$\partial(\rho Y_i)/\partial t + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} Y_i) = -\nabla \cdot \mathbf{J}_i + \omega_i \quad (4)$$

$$\rho = p/(R_g T/M_w) \quad (5)$$

式中: ρ 是密度; t 是时间; \mathbf{U} 是速度矢量; p 是压力; $\boldsymbol{\tau}$ 是应力张量; $\boldsymbol{\tau}'_{ij}$ 是雷诺应力张量; $E = h - p/\rho + v^2/2$, h 是显焓, v 是绝对速度; λ 是热导率; T 是温度; h_i 是第 i 种物质的焓; \mathbf{J}_i 是第 i 种物质的扩散通量; S_h 是流体焓源; S_E 是与外部等离子体放电输入功率有关的功率密度源; Y_i 是第 i 种物质的质量分数; ω_i 是第 i 种物质的净组分生成或消耗率; R_g 是气体常数; M_w 是分子量.

使用标准 $k-\varepsilon$ 模型求解湍流黏度, 以封闭动量方程(2)中的雷诺应力项 $\boldsymbol{\tau}'_{ij}$. 在能量方程(3)中通过引入源项 S_E 来考虑等离子体源的作用, 从而实现等离子体等效. 常压下, 以滑动弧为代表的等离子体温度较高, 其对燃烧的影响主要体现为热作用, 因此原则上将等离子体等效为热源具有合理性. 能量方程中的源项 S_E 即为等效的等离子体源, 具体表达形式如式(6)所示.

$$S_E = P_0 \cdot G(x, y, z) \cdot SW(t) \quad (6)$$

式中: P_0 为总输入功率; $SW(t)$ 为周期性方波函数, 热源的空间分布函数 $G(x, y, z)$ 如式(7)所示.

$$G(x, y, z) = 1/[\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3 (2\pi)^{3/2}] \cdot \exp\{-1/2 \cdot \{[(x-X)/\sigma_1]^2 + [(y-Y)/\sigma_2]^2 + [(z-Z)/\sigma_3]^2\}\} \quad (7)$$

式中: X, Y 和 Z 分别代表笛卡尔坐标下的等离子体热源布置坐标, σ_i 是标准差 ($i = 1 \sim 3$).

数值模拟过程中设置 1 个有效半径 R 为 2 mm 的等离子体热源, 热源空间分布的标准差 σ_i 取值为 $R/5$, 等离子体热源处输入周期性变化的能量源, 方波 $SW(t)$ 频率为 500 Hz, 占空比为 0.5, 使得等效热源平均输入功率为 10 W.

燃烧模型采用涡耗散概念模型, 同时采用 Miller 简化氨/空气反应机理^[19] (包括 20 种组分和 73 个基本反应). 压力方程的空间离散采用二阶格式, 湍流动能和湍流耗散率方程采用一阶迎风离散格式, 其他方程均采用二阶迎风格式. 采用速度入口边界条件, 入口温度均为 300 K; 空气成分为 23.3% O_2 和 76.7% N_2 , 总入口流量为 20 L/min, 湍流度为 6%; 燃料成分为纯 NH_3 , 总入口流量为 4.37 ~ 4.82 L/min, 湍

流度为 1%. 出口采用 Outflow 条件. 燃烧室壁面定义为无滑移边界, 温度设置为 300 K. 在本研究中, 采用 SIMPLE 算法进行压力-速度耦合求解, 并以 2×10^{-5} s 的时间步长求解非稳态方程组.

1.3 燃烧工况及效率计算

本研究模拟常温常压下的氨-空气预混旋流燃烧过程, 空气流量为 20 L/min, 可燃混合物的当量比取 0.78 ~ 0.86, 具体燃烧工况如表 1 所示. 为研究等离子体热源位置的影响, 控制热源的输入功率 (10 W) 一定, 分别在流场的中心回流区、大涡内和剪切层附近选取 3 个等离子体热源位置, 并将其定义为位置 1 ~ 3, 具体如图 2 所示. 采用公式(8)计算氨的燃烧效率 η , 监测并观察燃烧效率曲线随时间变化, 通过燃烧效率曲线是否趋于平稳作为是否停止更新时间步的判据.

$$\eta = (Y_{inlet} - Y_{outlet})/Y_{inlet} \quad (8)$$

式中: Y_{inlet} 为进口混合充分后 NH_3 的质量分数; Y_{outlet} 为出口组分中 NH_3 质量分数.

表 1 燃烧工况

Tab.1 Working conditions of combustion

工况	当量比	空气流量/ (L · min ⁻¹)	等离子体 热源位置	输入 功率/W
1	0.86	20	无	10
2	0.84	20	无	10
3	0.83	20	无	10
4	0.82	20	位置 1, 2	10
5	0.80	20	位置 1, 2, 3	10
6	0.79	20	位置 1, 2	10
7	0.78	20	位置 1, 2	10

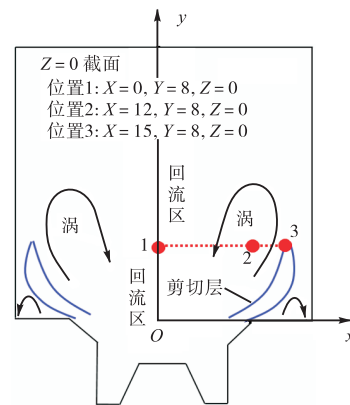


图 2 等离子体热源布置位置示意(单位: mm)

Fig.2 Schematic of arranging positions of plasma heat sources (unit: mm)

2 结果和讨论

2.1 等离子体热源对燃烧极限和燃烧效率的影响

图 3 是模拟得到的氨/空气预混燃烧的稳定性相

图,其中空气流量为 20 L/min,当量比为 0.78 ~ 0.86. 可以发现,能自维持燃烧的极限当量比 ϕ 为 0.82 ~ 0.83. 当量比小于 0.82 时,氨火焰将吹熄,但如果在燃烧段内设置等离子体热源,燃烧极限可得到大幅度拓宽,延伸至 0.78 以下. 由图 3 展示的不同工况下 1500 K 温度等值面分布可知,不管是有热源还是无热源条件下,随当量比降低,火焰高度都逐渐下降. 当量比从 0.84 降低到 0.83 后,火焰高度急剧降低,甚至低于当量比为 0.79 且提供等离子体热源时的火焰高度. 在当量比为 0.78 且布置有等离子体热源情况下,火焰高度最小,火焰近似锚定在回流区和等离子体热源附近,形成稳定的短火焰,这与实验中观察到放电辅助稳定的短火焰形貌基本相似,如图 3 所示. 事实上,具体短火焰形态与回流区结构、等离子体热源位置等紧密联系. 根据火焰等温面的形貌特征及对等离子体热源的依赖性将燃烧划分为 3 种典型燃烧模态,分别是自维持燃烧、热源辅助燃烧以及热源锚定燃烧(后两种状态主要从火焰高度来区分).

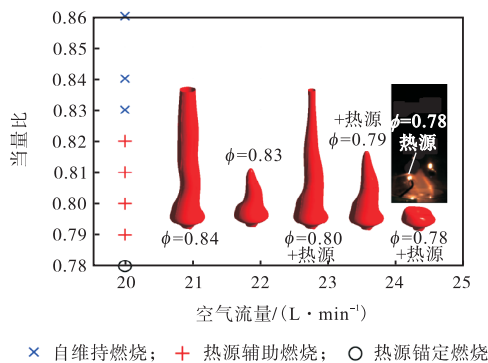


图 3 氨/空气预混燃烧稳定性相图

Fig.3 Flame stability map of ammonia/air premixed combustion

进一步,计算了从当量比为 1.0 的稳定火焰,改变输入燃料当量比后氨燃烧效率随时间变化,如图 4 所示. 可以发现,在没有热源持续输入能量的情况下,当量比为 0.84 时,燃烧效率维持在 85% 左右;当量比降低为 0.83 时,燃烧效率最终降低到 45% 左右. 而一旦当量比降低到 0.82,经过 0.6 s 后,燃烧效率低于 10% 并逐渐吹熄.

当量比小于 0.82 时,火焰无法自维持. 如图 3 所示,在流场内布置等离子体热源后可以使火焰稳定且不熄灭,但燃烧效率一般会下降,且随着当量比降低,燃烧效率下降幅度越大. 以在位置 2 布置等离子体热源为例,控制能量输入功率一定,当当量比从 1.0 降低至 0.80 时,燃烧效率会降低到 85% 左右;当

当量比从 1.0 降低至 0.79 时,燃烧效率会降低至 50% ~ 60%; 当当量比降低到 0.78 时,燃烧效率进一步下降至 30% 左右.

此外,发现在流场内不同位置布置等离子体热源可以获得不同的稳燃效果. 如图 4 所示,针对当量比为 0.80 的工况,等离子体热源布置在位置 2 和位置 3 分别可以获得 80% 和 96% 左右的燃烧效率. 下面将进一步分析燃烧效率下降的原因以及不同位置布置等离子体热源带来的差异.

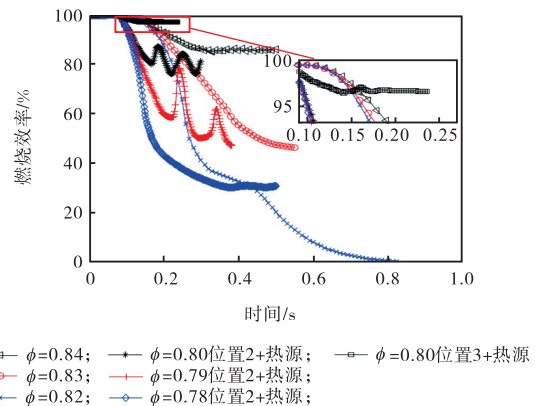


图 4 从当量比为 1.0 的稳定火焰,改变输入燃料当量比后燃烧效率随时间变化

Fig.4 Variation of combustion efficiency with time after changing the equivalence ratio from a stable flame with equivalence ratio $\phi = 1.0$

2.2 等离子体热源拓展燃烧极限分析

从前面的模拟结果可以发现,在流场内布置等离子体热源可以有效拓宽燃烧极限,主要原因可以归结为等离子体热源布置后局部区域形成高温环境. 图 5 是空气流量为 20 L/min 不同当量比下燃烧室内截面温度场分布,其中当量比为 1.0 和 0.82 时没有布置等离子体热源. 可以发现,在流场位置 2 布置单个等离子体热源后,氨/空气贫燃料预混燃烧极限当量比可以降低到 0.78 左右. 如果不布置等离子体热源,当量比从 1.0 降低到 0.82,火焰将在 0.2 s 内出现吹脱并熄灭. 而在有等离子体热源持续输入能量的条件下(如图 5 所示,等离子体热源位置局部区域温度很高),当量比即使降低到 0.78,稳定后燃烧室内仍然存在有短火焰,说明热源给火焰提供了稳定存在的必要条件.

如图 5 所示,当量比从 1.0 分别降低到 0.8, 0.79 和 0.78 后,原先结构对称且稳定的火焰受到扰动后逐渐变得不稳定,且火焰高度随当量比降低而逐渐下降. 当量比为 0.78 时,通过温度分布可以观察到,火焰紧凑地分布在回流区内,且与等离子体热源紧密相连. 下游火焰距离等离子体热源较远,热源的温度分

布对稳燃的影响变弱,同时热量输运到下游需要耗费更长时间,火焰不容易稳住. 在等离子体热源的作用下,最终出现了锚定的短火焰形态.

图 6 分别展示了不同等离子体热源下当量比为 0.78 时的火焰温度场、速度场和 OH 及 H 自由基质量分数分布. 其中, 6(a) 表示等离子体热源布置在位置 1, 6(b) 表示等离子体热源布置在位置 2. 从图可以发现, 最终稳定后的火焰温度场与回流区结构以及 OH/H 自由基浓度分布相似度很大. 已知在当量比为 0.78 时火焰无法自维持燃烧, 而在等离子体热源

的持续作用下, 火焰可以稳定维持, 说明等离子体热源的热效应对火焰稳定产生强烈影响. 中心回流区(位置 1)的速度较低, 在该处持续稳燃, 提高了上游火焰传播速度. 可以发现图 6(a) 所示的温度场呈现出锥状, 说明等离子体热源通过持续输入热量对中心轴向火焰的传播速度有促进作用. 而在位置 2 布置等离子体热源后, 很明显在旋流作用下, 靠侧面的周向火焰得到了增强, 中心轴线处火焰传播速度较低, 火焰整体呈现出 U 型分布.

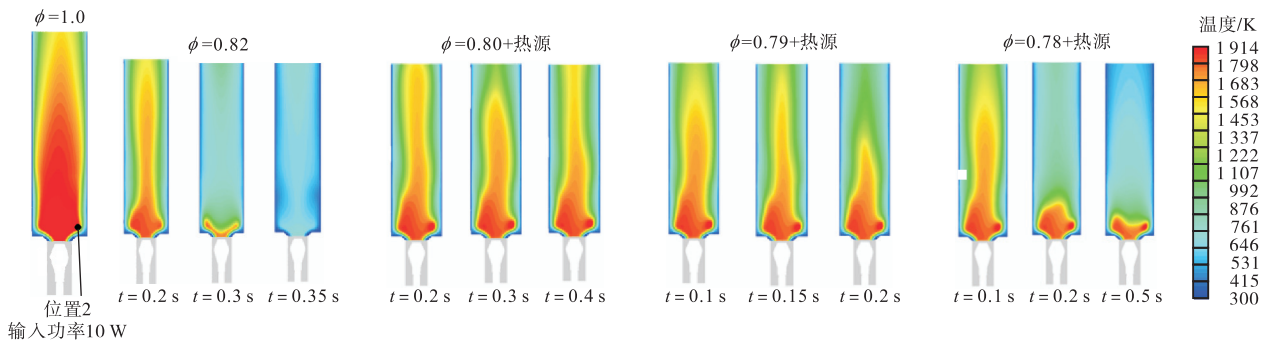


图 5 不同当量比下的火焰形态和温度场分布

Fig.5 Flame morphology and distribution of temperature under different equivalence ratios

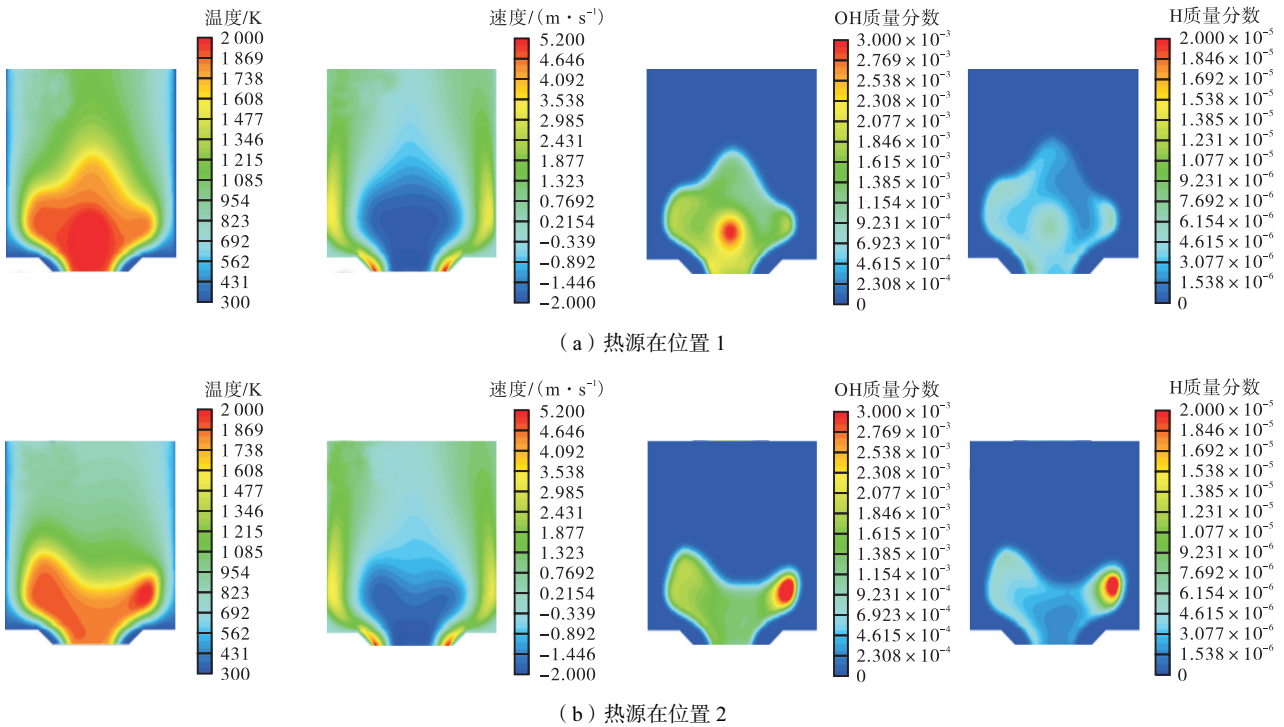


图 6 有热源辅助燃烧的火焰温度场、速度场和 OH/H 自由基质量分数分布

Fig.6 Distribution of temperature, velocity, and OH/H radical concentration under conditions of assisted combustion with heat source

此外, 从图 6 还可以看出, 在两种不同布置位置下, 回流区内都充满了大量 H/OH 自由基, 且在热源位置处浓度最高, 说明热源通过局部高温环境使回流区内产生更多活性自由基, 这对辅助和维持燃烧稳定

可能起促进作用.

图 7 是当量比为 0.8 时对应 3 种不同等离子体热源布置的温度及绝对速度分布. 图 7(a) 和 (b) 给出了 $Y = 8 \text{ mm}$ 的截面温度场和速度场, 图 7(c) 是 $Y =$

8 mm, $Z = 0$ mm 的温度测线. 可见, 等离子体热源布置在位置 1 和位置 2 时热源的温度分布较为集中, 而位置 3 处温度分布的空间均匀性最好, 说明随着等离子体热源所处位置流速增大, 预热作用的有效范围扩大了. 实际上, 等离子体热源位置 1 和位置 2 分别处于回流区和大涡内(可能位于燃尽区内), 因为局部气流速度较低, 热源提供的热量不能及时输运到下游,

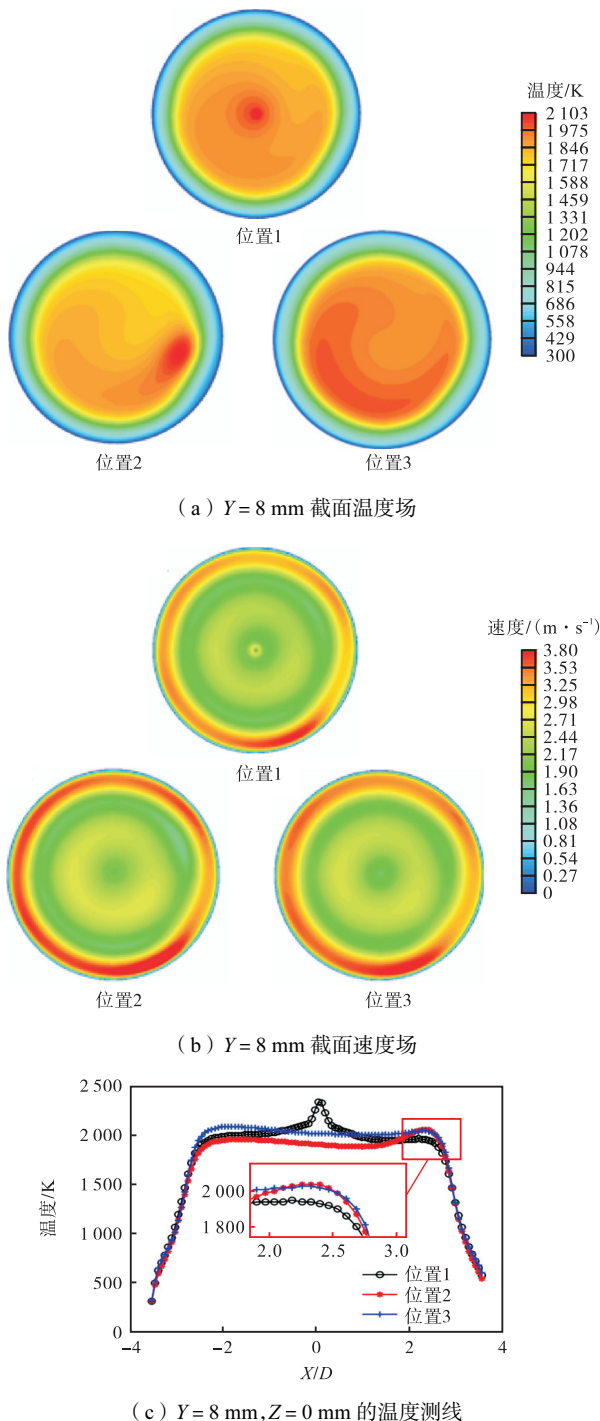


图 7 3 种不同位置下与热源等高处的截面温度及绝对速度分布
Fig.7 Distribution of temperature and velocity under three positions

导致热源附近温度比较高. 相反, 位置 3 处于剪切层内流速较高的地方, 因此在该处布置等离子体热源也更有利于热量释放, 可以有效提高热源的作用范围.

图 8 是从当量比为 1.0 的稳定火焰, 改变输入燃料当量比后燃烧室内功率和峰值温度随时间变化. 可以发现, 无热源时, 最初的稳定燃烧条件下(当量比为 1.0), 燃烧功率在 1.2 kW 左右, 峰值温度在 2000 K 左右. 固定空气流速, 将当量比下降到 0.82 后, 可以发现峰值温度缓慢下降, 燃烧功率则迅速下降. 直到 0.3 s 左右, 温度迅速降低直至熄火. 相比之下, 当有等离子体热源存在时, 尽管燃烧功率最初下降较快, 之后能一直维持在 600 W 以上, 峰值温度也可以一直维持在 2000 K 以上, 说明等效等离子体热源通过持续向系统内输入能量(主要是高温热效应的影响), 使得局部燃烧化学反应持续进行, 类似于提供了一个稳定的值班火焰, 使得贫燃料氨火焰难以吹熄.

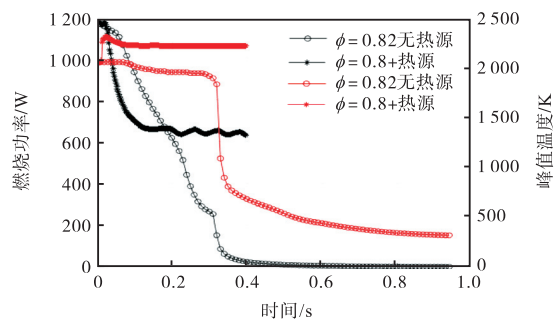


图 8 从当量比为 1.0 的稳定火焰, 改变输入燃料当量比后燃烧室内功率和峰值温度变化
Fig.8 Distribution of combustion power and peak temperature after changing the equivalence ratio from a stable flame with equivalence ratio $\phi = 1.0$

2.3 燃烧效率下降分析

尽管布置等离子体热源可以极大地拓宽燃烧极限, 但燃烧效率出现了不同程度的下降, 这表明在等离子体助燃条件下, 稳燃和高效间将出现较大差异. 图 9 给出了不同当量比下在位置 2 布置等离子体热源后 NH_3 质量分数分布($\phi = 1.0$ 无热源, 其余均在位置 2 处布置等离子体热源). 可以发现, 当量比为 0.8 时, 燃烧室侧面出现了 NH_3 质量分数较高的通道, 且随着当量比降低, 下游未燃的氨的质量分数也逐渐增大. 说明大量的氨气从侧面泄漏出去, 并未直接参与燃烧反应. 这些未燃的氨气会被输运到下游, 如果下游温度合适则可发生分解氧化反应. 因此, 下游的温度分布对氨的燃尽(也就是燃烧效率)起重要作用.

图 10 给出了不同当量比下在位置 2 布置等离子

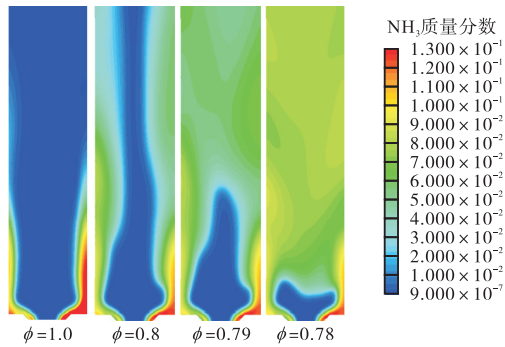


图9 不同当量比下在位置2布置等离子体热源后 NH_3 质量分数分布

Fig.9 Distribution of NH_3 with plasma heat source arranged at position 2 under different equivalence ratios

体热源后燃烧室中心轴向温度分布,假设红色虚线给出的温度是燃烧能自行维持的临界温度($\phi = 1$ 无热源,其余工况均在位置2处布置等离子体热源)。可以发现,在无热源的稳定燃烧条件下,轴向温度分布都高于临界温度,说明上游化学反应释放的热量可以确保燃烧稳定。而当量比减小到0.8及以下后,即使在上游布置等离子体等效热源,下游温度也会出现不同程度的下降,且随着当量比降低,下降程度越大。经分析可知,由于高温热源半径很小,高温区只集中分布在燃烧室上游的回流区内,热源的轴向温度分布很窄,导致热效应只在有限轴向距离内起作用。燃烧室内实际温度分布还取决于化学反应释放的热量。如果上游的化学反应放热使得实际温度低于该临界值,则燃料无法快速燃尽。因此一旦远离热源,下游温度将迅速降低,由于燃烧功率不足,可燃混合物不能燃尽,燃烧效率急剧下降。图10中,当量比降低到0.78和0.79时下游能维持稳定燃烧所必须的燃烧有效放热,可以发现,随着当量比降低,下游

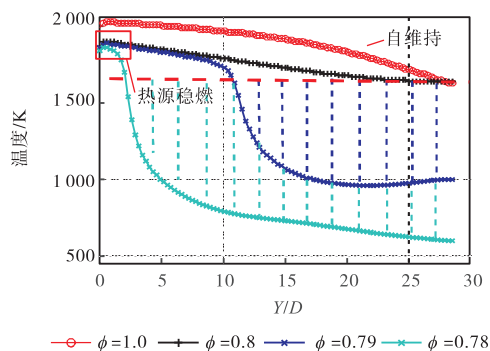
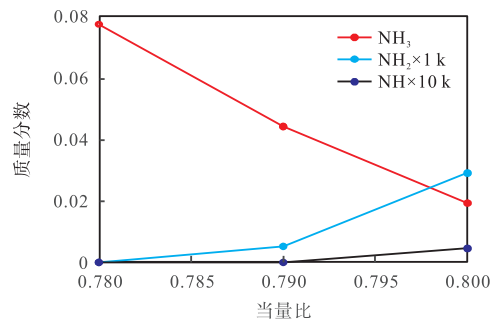


图10 不同当量比下在位置2布置等离子体热源后燃烧室中心轴向温度分布

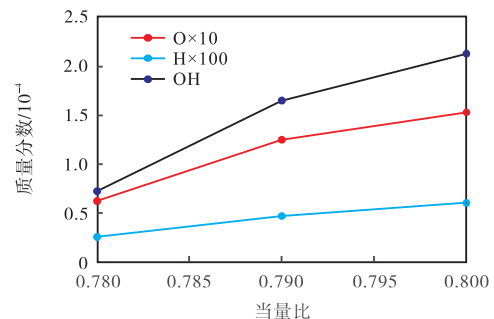
Fig.10 Distribution of temperature along the central line with plasma heat source arranged at position 2 under different equivalence ratios

化学反应放热量下降的幅度迅速增大。为了维持燃烧进行,燃烧段内必须有额外的能量馈入,以提高反应的总体平均温度。如图10所示,当量比降低为0.78后,通过等离子体热源向燃烧段内持续输入热量,保证上游的平均温度始终高于临界温度,因此可以维持住局部燃烧。尽管如此,由于燃烧段下游缺乏合适的反应温度,上游逃逸的氨气将无法再燃,导致燃烧效率显著降低。

图11是不同当量比下在位置2布置等离子体热源后燃烧室出口平均 NH_3 、 NH_2 和 NH 质量分数、燃烧室内平均 $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 质量分数。可以发现,随着当量比增大,出口逃逸的氨的质量分数逐渐减小,而 NH_2 质量分数略有增大,同时 $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 自由基的质量分数也出现明显的增大趋势。说明在等离子体热源输入能量不变的前提下,增大当量比,由于化学反应释热量增大, NH_3 分子的热分解作用增强。化学方程式(9)~(11)给出了 NH_3 分解为 NH_2 的主要路径。可知,链式反应发生的起因主要是活性 $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 自由基使得 NH_3 分子发生失氢反应。一旦当量比低于0.8, $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 自由基的浓度将显著下降,同时出口处会有大量的 NH_3 逃逸。因此, $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 自由基浓度增加对提升燃烧效率有促进作用。



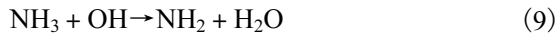
(a) 燃烧室出口平均 NH_3 、 NH_2 及 NH 质量分数



(b) 燃烧室内 $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 平均质量分数

图11 不同当量比下燃烧室出口平均 NH_3 、 NH_2 和 NH 质量分数以及燃烧室内 $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ 平均质量分数

Fig.11 Distribution of average mass fraction of NH_3 、 NH_2 and NH at the outlet of combustion chamber and the average mass fraction of $\text{O}/\text{H}/\text{OH}$ in combustion chamber under different equivalence ratios



以上分析可知,上游布置等离子体热源可提高反应区的温度和活性自由基浓度来稳定燃烧.然而,如果当量比过低,燃烧室内上游局部靠近等离子体热源区域温度高,可保证燃烧完全,但其他区域则难以维持正常燃烧,导致大量氨燃料逃逸,引起整体燃烧效率下降.为了提高燃烧效率,需要合理布置等离子体热源位置,比如在回流区之外的速度剪切层内,通过强化局部燃烧来提高总释热功率和燃烧效率.

3 结 论

(1) 在流场合适位置布置等离子体热源后,氨-空气混合物的贫燃极限可以从 0.82 降低到 0.78 以下.同时,燃烧效率随当量比降低而降低.例如,当量比为 0.8,燃烧效率约为 80%,当量比降低到 0.78,燃烧效率仅为 30% 左右.

(2) 等离子体热源之所以能拓展燃烧极限,是因为热源为燃烧段提供了局部高温环境,从而提高火焰传播速度,防止火焰吹熄.然而,当当量比减小后,热源的温度作用范围有限,导致部分氨逃逸而引起燃烧不充分及燃烧效率下降.

(3) 通过合理布置热源位置可提高燃烧稳定性和燃烧效率,比如在回流区之外的速度剪切层内布置等离子体源,由于气流速度快,增大了等离子体热源的有效作用范围,从而能提高燃烧稳定性和效率.

参考文献:

- [1] Kobayashi H, Hayakawa A, Somarathne K D K A, et al. Science and technology of ammonia combustion[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(1): 109-133.
- [2] Valera-Medina A, Xiao H, Owen-Jones M, et al. Ammonia for power[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2018, 69: 63-102.
- [3] Okafor E C, Somarathne K D K A, Hayakawa A, et al. Towards the development of an efficient low- NO_x ammonia combustor for a micro gas turbine[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(4): 4597-4606.
- [4] Ju Y, Sun W. Plasma assisted combustion: Dynamics and chemistry[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2015, 48: 21-83.
- [5] Starikovskiy A, Aleksandrov N. Plasma-assisted ignition and combustion[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2013, 39(1): 61-110.
- [6] 吴云, 李应红. 等离子体流动控制与点火助燃研究进展[J]. *高电压技术*, 2014, 40(7): 2024-2038.
Wu Yun, Li Yinghong. Progress in research of plasma-assisted flow control, ignition and combustion[J]. *High Voltage Engineering*, 2014, 40(7): 2024-2038(in Chinese).
- [7] Ju R, Wang J, Zhang M, et al. Stability and emission characteristics of ammonia/air premixed swirling flames with rotating gliding arc discharge plasma[J]. *Energy*, 2023, 277: 127649.
- [8] Ju R, Wang J, Zhang M, et al. Experimental study on burning velocity, structure, and NO_x emission of premixed laminar and swirl $\text{NH}_3/\text{H}_2/\text{air}$ flames assisted by non-thermal plasma[J]. *Applications in Energy and Combustion Science*, 2023, 14: 100149.
- [9] Choe J, Sun W, Ombrello T, et al. Plasma assisted ammonia combustion: Simultaneous NO_x reduction and flame enhancement[J]. *Combustion and Flame*, 2021, 228: 430-432.
- [10] Faingold G, Lefkowitz J K. A numerical investigation of $\text{NH}_3/\text{O}_2/\text{He}$ ignition limits in a non-thermal plasma[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2021, 38(4): 6661-6669.
- [11] Shioyoke A, Hayashi J, Murai R, et al. Numerical investigation on effects of nonequilibrium plasma on laminar burning velocity of ammonia flame[J]. *Energy & Fuels*, 2018, 32(3): 3824-3832.
- [12] Taneja T S, Yang S. Numerical modeling of plasma assisted pyrolysis and combustion of ammonia[C]// *AIAA Scitech 2021 Forum*. 2021: 1-9.
- [13] Starikovskaia S M. Plasma assisted ignition and combustion[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2006, 39(16): R265-R299.
- [14] 赵凝秋, 朱益飞, 李振阳, 等. 氨滑动弧等离子体激

- 励的数值建模[J]. 空军工程大学学报, 2023, 24(2): 10-16.
- Zhao Ningqiu, Zhu Yifei, Li Zhenyang, et al. Numerical modeling of ammonia gliding arc plasma actuation[J]. *Journal of Air Force Engineering University*, 2023, 24(2): 10-16(in Chinese).
- [15] Lee D H, Kim K-T, Song Y-H, et al. Mapping plasma chemistry in hydrocarbon fuel processing processes[J]. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, 2012, 33(1): 249-269.
- [16] 何学超, 孙金华, 卢国建, 等. 点火位置对弯管预混火焰传播特性的影响[J]. 燃烧科学与技术, 2015, 21(1): 60-64.
- He Xuechao, Sun Jinhua, Lu Guojian, et al. Influence of ignition positions on the propagation of premixed flame in a curved duct[J]. *Journal of Combustion Science and Technology*, 2015, 21(1): 60-64(in Chinese).
- [17] Zhang H, He L, Yu J, et al. Investigation of flame structure in plasma-assisted turbulent premixed methane-air flame[J]. *Plasma Science and Technology*, 2018, 20(2): 024001.
- [18] Yu X, Tan Q, Wang L, et al. Predictive modeling of oscillating plasma energy release for clean combustion engines[J]. *Predictive Modelling for Energy Management and Power Systems Engineering*, 2021: 233-247.
- [19] James A M, Craig T B. Mechanism and modeling of nitrogen chemistry in combustion[J]. *Progress of Energy and Combustion Science*, 1989, 15(4): 287-338.