

介质阻挡放电等离子体激励调控稳焰器液雾场*

蔡树峰, 陈钱

中山大学航空航天学院, 广东 深圳 518107

摘要: 对亚声速燃烧室蒸发式稳焰器的非定常煤油液雾流场进行了介质阻挡放电等离子体激励调控研究。利用欧拉-拉格朗日方法, 实现湍流空气与离散液滴的双向耦合, 并采用体积力模拟介质阻挡放电等离子体对流场的作用。研究表明: 不同激励位置、激励电压和激励频率的介质阻挡放电等离子体激励能够通过改变流体的局部动量, 对稳焰器后的再循环区流场、煤油液雾场以及煤油和空气的混合产生调控作用。通过流场和液雾场的分析, 能确定特定来流条件对应的最优激励参数。在本研究的来流条件下, 稳焰器壁面前段外侧位置处施加 15 kV 和 15 kHz 的等离子体激励能够增加稳焰器后的再循环区长度和低速区域面积, 改善煤油雾化和蒸发效果, 促使燃料-氧化剂充分混合, 延长可燃混合物的停留时间, 有利于实现可靠点火和维持稳定燃烧。

关键词: 蒸发式稳焰器; 煤油液雾场; 调控; 介质阻挡放电; 等离子体激励

中图分类号: V434 **文献标志码:** A **文章编号:** 2097-0137(2025)02-0103-09

Flameholder spray control by dielectric barrier discharge plasma actuation

CAI Shufeng, CHEN Qian

School of Aeronautics and Astronautics, Sun Yat-sen University, Shenzhen 518107, China

Abstract: A study on the unsteady kerosene spray field of subsonic combustor evaporative flameholder was carried out. The Euler-Lagrange method is used to realize the two-way coupling of turbulent air and discrete droplet, and the effect of dielectric barrier discharge plasma on the flow field is simulated by volume force. The research results indicate that dielectric barrier discharge plasma actuation with different actuation position, actuation voltage and actuation frequency can control the flow field in the recirculation zone after the flameholder, the kerosene spray field and the mixing of kerosene and air through changing the local momentum of the fluid. The optimal actuation parameters corresponding to the specific flow conditions can often be determined. Specifically, under the conditions of incoming flow studied in this paper, applying plasma actuation with a voltage of 15 kV and a frequency of 15 kHz at the front section outside the flameholder wall can increase the length of the recirculation zone and the area of the low-speed region behind the flameholder, improve the kerosene atomization and evaporation, promote the mixing of fuel and oxidizer, prolong the residence time of the combustible mixture, and thereby facilitate reliable ignition and sustain stable combustion.

Key words: evaporative flameholder; kerosene spray field; control; dielectric barrier discharge; plasma actuation

* 收稿日期: 2024-04-06 录用日期: 2024-06-27 网络首发日期: 2024-10-14

基金项目: 国家自然科学基金(91741102); 广东省基础与应用基础研究基金(2024A1515010712)

作者简介: 蔡树峰(2000年生),男; 研究方向: 空气动力学与燃烧学;

E-mail: caishf6@mail2.sysu.edu.cn

通信作者: 陈钱(1983年生),男; 研究方向: 空气动力学与燃烧学;

E-mail: chenq289@mail.sysu.edu.cn

全文阅读



ZR20240102

对于吸气式发动机的燃烧室, 其来流速度较快, 远大于燃气火焰传播速度(Glassman et al., 2014), 难以实现可靠的点火和稳定的燃烧。稳焰器是应用较为广泛的一种稳焰手段(王祎等, 2017)。稳焰器的类型可根据不同的工作需要分为常规V型稳焰器、双V型稳焰器、吸入式稳焰器、尾缘吹气式稳焰器和蒸发式稳焰器等(Yang et al., 1986; 杜一庆, 2005; 金莉等, 2006; 张孝春等, 2014; 何小民等, 2015)。蒸发式稳焰器中的燃料和空气的混合过程受主流干扰较少, 且具有较宽的贫油点火和熄火边界, 适用于在高速和强扰动的流场中实现燃烧控制(Liu et al., 2017), 在航空航天领域中得到了广泛应用(洪流等, 2010; Fu et al., 2015; Cheng et al., 2016; Huang et al., 2021)。

等离子体激励的原理是利用加速、加热和化学效应(李应红等, 2020)对流场进行调控, 它具有无机运动部件、响应快、参数易于调节和易于布置等优点备受关注。近几年来, 在等离子体激励驱动稳焰器的领域内开展了不少研究。Cui et al. (2022)开展纳秒脉冲介质阻挡放电等离子体激励对蒸发式V型稳焰器尾流的调控研究。Jia et al. (2022)设计了一种基于表面电弧等离子体激励的蒸发式稳焰器, 并对其气动效应和点火性能进行了实验研究。张凯等(2022)发现相较于常规火花塞点火, 采用滑动电弧等离子体激励来辅助点火能够拓展贫油点火边界和熄火边界。Huang et al. (2022)开发了一种以滑动电弧等离子体激励的蒸发式稳焰器。在数值模拟研究方面, Tai et al. (2023)针对蒸发式稳焰器的煤油液雾场开展了介质阻挡放电等离子体激励调控的研究, 发现等离子体激励能够增加流体的局部动量, 从而使稳焰器后的流场和再循环区发生显著变化。且合适的激励参数能实现较好的燃料-空气混合效果。但, 现阶段相关的数值模拟还比较有限。因此, 本文对蒸发式稳焰器的煤油液雾场开展了介质阻挡放电等离子体激励调控的数值模拟, 研究不同激励位置、激励电压和激励频率对蒸发式稳焰器液雾场的影响。

1 数值模拟方法

1.1 介质阻挡放电等离子体唯象模型

在介质阻挡放电(DBD)等离子体激励器的结构中(Tai et al., 2023), 绝缘介质层的表面和内部非对称地安装两个电极, 当两电极间施加高频高

压交流电时, 裸露电极附近的空气在强电场作用下被电离, 产生等离子体, 等离子体在电场作用下进行定向运动, 与环境空气分子碰撞, 发生动量交换, 诱导空气加速, 形成贴壁射流。

DBD等离子体激励采用Shyy et al. (2002)提出的唯象模型, 将等离子体作用效果简化为体积力, 并通过源项的形式加入动量方程进行计算。该模型将电场作用区域简化为一个三角形区域, 电场强度的变化情况可以表示为

$$E(x, y) = E_0 - k_1x - k_2y,$$

其中 $E_0 = U_0/d$ 定义为等离子体区域内的最大电场强度, 即裸露电极右端附近的电场强度, U_0 为电极之间施加的均方根电压, d 为两电极之间岔开的水平距离。系数

$$k_1 = \frac{E_0 - E_b}{b}, \quad k_2 = \frac{E_0 - E_b}{a},$$

其中 E_b 为AB边界上的电场强度值, 定义为击穿电场强度, 低于该值时视为无等离子体作用; a, b 分别为等离子体激励区域的高度和宽度。电场强度的分量为

$$E_x = E(x, y) \frac{k_2}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}}, \quad E_y = E(x, y) \frac{k_1}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}}.$$

于是, 等离子体体积力在 x 和 y 方向上的分量为 $F_x = \vartheta \alpha \rho_c e_c \Delta t E_x \delta$, $F_y = \vartheta \alpha \rho_c e_c \Delta t E_y \delta$, 其中 ϑ 为电压频率, 粒子碰撞效率因子 $\alpha = 1$, 等离子体电荷密度 $\rho_c = 1.0 \times 10^{11} \text{ cm}^{-3}$, 电子电荷量 $e_c = 1.602 \times 10^{-19} \text{ C}$, 等离子体放电时间 $\Delta t = 67 \text{ } \mu\text{s}$ 。 δ 为狄拉克函数, 表示等离子体激励只在有等离子体的区域内存在, 即

$$\delta = \begin{cases} 1, & E > E_b; \\ 0, & E < E_b. \end{cases}$$

1.2 数值模拟方法验证

为验证Shyy et al. (2002)提出的DBD等离子体唯象模型在低速流场下的准确性, 采用SST $k-\omega$ 湍流模型对来流雷诺数为 1×10^6 的NACA0012翼型在 $0 \sim 18^\circ$ 攻角条件下进行有无激励的数值模拟, 并与Abdelraouf et al. (2020)的结果进行对比。

二维计算域和NACA0012翼型的几何构型如图1所示, NACA0012翼型的弦长 $c = 1.0 \text{ m}$, 翼型前端距离进口为10倍弦长, 翼型后端距离出口为20倍弦长。远场进口和上下远场均采用速度入口边界条件, 来流速度设置为 14.6 m/s , 温度为 300 K , 压力为 101325 Pa , 湍流强度为1%, 湍流黏度比为1; 远场出口采用压力出口边界条件, 翼型表面采用无滑移绝热壁面。通过ICEM CFD软

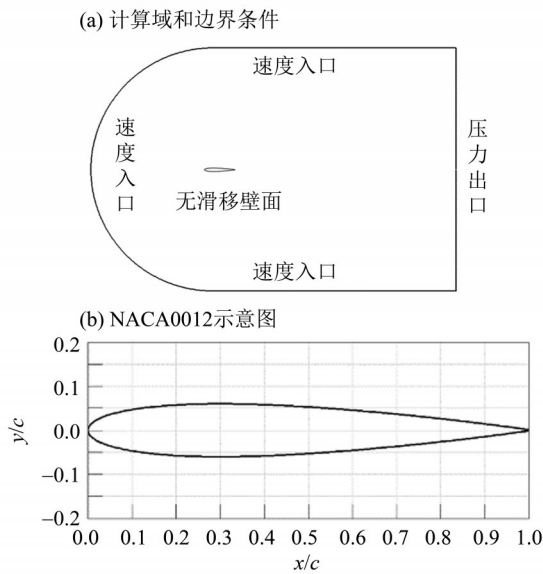


图 1 NACA0012翼型的构型和计算域
Fig. 1 The configuration and computational domain of the NACA0012 airfoil

件对翼型采用C型网格划分, 保证翼型周边的网格过渡平滑, 网格数为36万, 靠近翼型表面的第一层网格高度为 1×10^{-6} m, 使 $y^+ < 1$, 以满足湍流模拟的要求。

DBD 等离子体激励施加的位置分别在翼型上表面 $x/c = 0.1$ 和 $x/c = 0.3$ 处。电极施加电压为 16 kV, 等离子体高度和宽度分别为 $a = 0.25$ cm, $b = 0.5$ cm, 其余参数与文献 (Abdelraouf et al., 2020) 中 Shyy 模型的参数保持一致。

有无等离子体激励下, 翼型 $0^\circ \sim 18^\circ$ 攻角的升力系数如图 2 所示。从图中可以观察到, 计算所得升力系数与文献仿真结果的平均误差约为 2.03%, 与文献实验结果的平均误差约为 5.55%; 数值模拟预测的失速攻角为 16° , 比实验结果略大。通过分析可知, 施加等离子体激励后翼型的升力系数与文献 (Abdelraouf et al., 2020) 中 Suzen 模型和 Shyy 模型结果的平均误差均低于 2%。此外, 施加等离子体激励后, 翼型边界层的流动分离能够得到有效抑制, 失速攻角从 16° 提升到了 17° , 增大了 1° 。因此, 本小节所采用的 DBD 等离子体激励数值模型的准确性得到了验证。

2 结果与讨论

2.1 燃烧室液雾场的特性

对蒸发式稳焰器周围流场进行二维非定常数值模拟。由于燃烧室入口 $Ma = 0.2$, 故采用不可压流动模型进行计算 (计算结果中, 燃烧室最大 $Ma <$

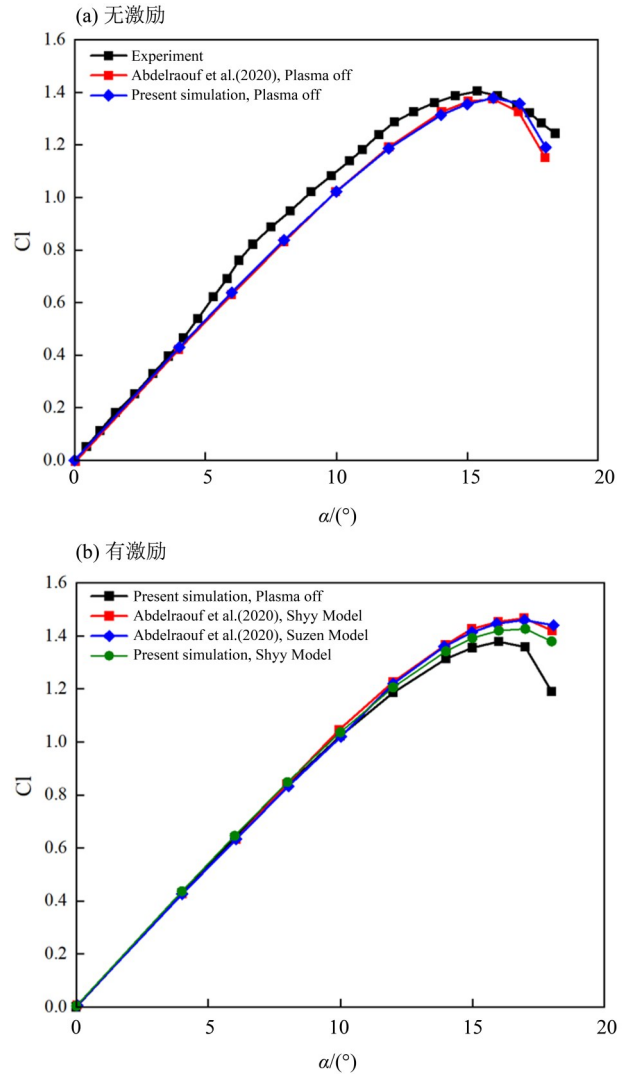


图 2 $0 \sim 18^\circ$ 攻角下有无等离子激励的升力系数
Fig. 2 Lift coefficient with or without plasma excitation at $0 \sim 18^\circ$ attack angle

0.3, 表明采用不可压流动模型进行计算是合理的)。采用压力基求解器, 压力速度耦合采用 SIMPLE 算法。时间步长为 1×10^{-5} s, 采用 SST $k-\omega$ 湍流模型。

稳焰器的几何模型和周围网格分布情况如图 3 所示。燃烧室尺寸为 $1487 \text{ mm} \times 140 \text{ mm}$, 蒸发式稳焰器位于燃烧室的中心, 其扩张角为 30° , 槽宽为 44 mm , 在距蒸发管圆心 11 mm 处上下同时喷注煤油。为了适应稳焰器复杂的形状, 整体燃烧室采用非结构网格进行划分, 并对稳焰器壁面进行局部加密, 以满足壁面 $y^+ < 1$, 整个计算域的总网格数约为 46 万。

对于气相边界条件, 燃烧室来流 $Ma = 0.2$, 静压为 70 kPa , 静温为 357 K 。对于液相边界条件, 喷注煤油当量比等于 0.4 , 煤油液滴为 Rosin-Rammler 分布, 液滴的最小、最大和平均直径分别

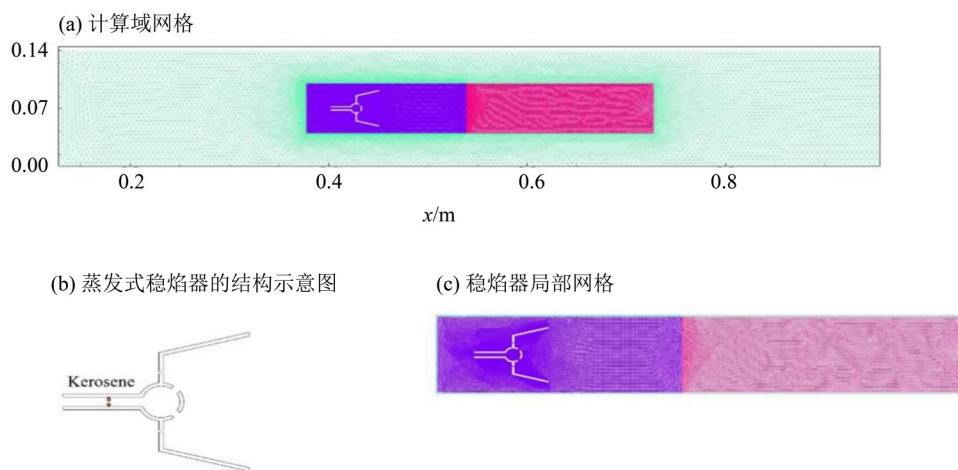


图3 稳焰器的几何结构和网格分布示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the geometry and grid distribution of the flame stabilizer

为0.015、0.15和0.1 mm，扩散参数为3.9。采用动态阻力模型计算液滴阻力，液滴二次破碎模型采用KH/RT破碎模型，采用随机游走模型模拟湍流脉动效应对液滴的影响。

无激励条件下不同时刻燃烧室煤油液滴分布和煤油蒸气质量分数如图4~5所示，稳焰器附近的煤油液雾场如图6所示。可见，气流分两路进入稳焰器，其中一部分从稳焰器竖直壁面开口进入，另一部分通过引气管进入蒸发管，与喷入其中的煤油混合，在蒸发管内形成回流并大量聚集在蒸发管上方，随后从蒸发管上下开口喷出，V型槽内

上侧液滴数量明显多于下侧。其中，蒸发管有利于在小尺寸稳焰器内组织燃烧，它会对煤油液滴的运动产生阻力，进而延长煤油的蒸发时间，同时可以单独控制稳焰器的供油，使其在最佳油气比下运行。与此同时，气流流经稳焰器后形成低速再循环区，导致该区域内液滴速度减缓，增加了燃料和空气的停留时间，使它们得到充分掺混，同时也促进了煤油的蒸发。此外，稳焰器后存在周期性涡脱落现象，涡旋卷着煤油液滴往下游输送，促使稳焰器下游的煤油蒸发量逐渐增大，有利于火焰在燃烧室中的传播。

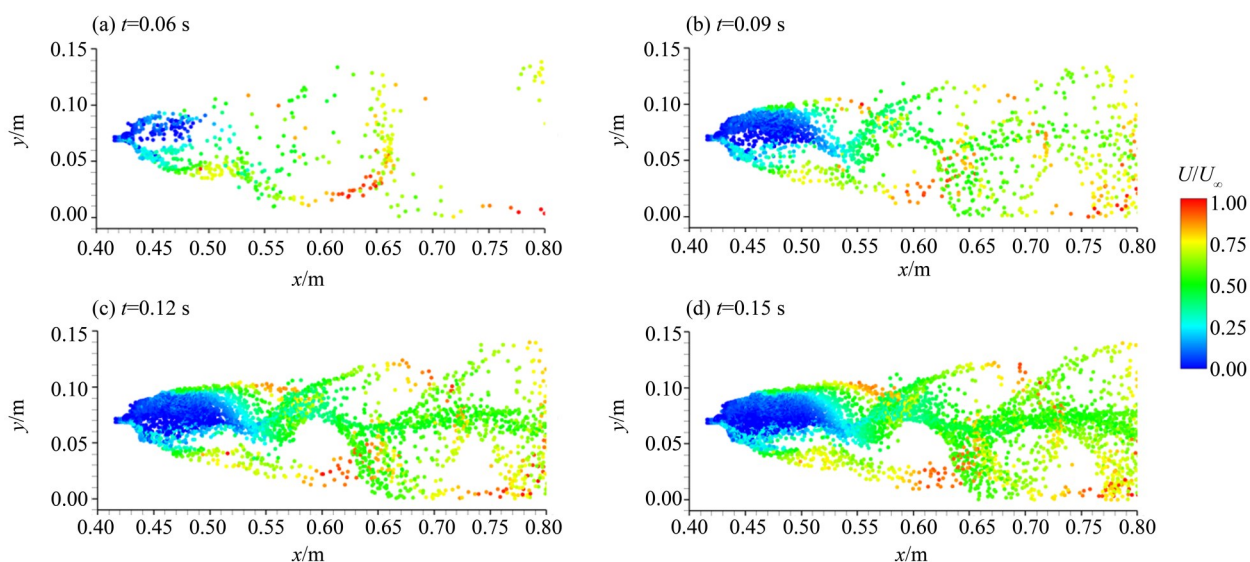


图4 无激励条件下不同时刻煤油的液滴分布

Fig. 4 Droplet distribution of kerosene at different times without excitation

2.2 燃烧室液雾场的等离子体调控

为了提高蒸发式稳焰器中燃料的雾化和蒸发

效果，对亚声速燃烧室稳焰器的煤油液雾场开展了介质阻挡放电等离子体激励调控，研究不同激

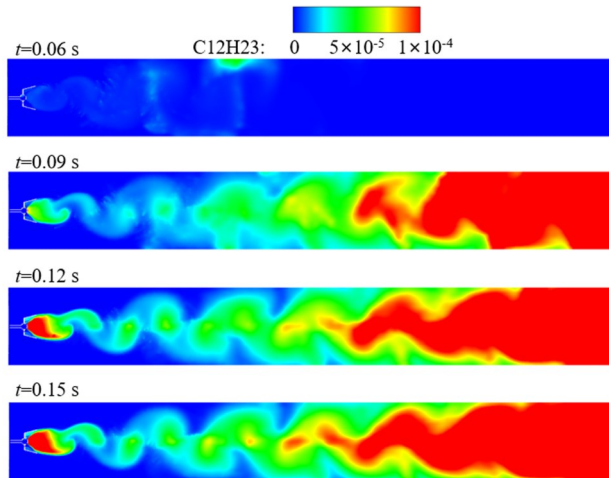


图5 无激励条件下不同时刻煤油蒸气的质量分数

Fig. 5 Mass fraction of kerosene vapor at different times without excitation

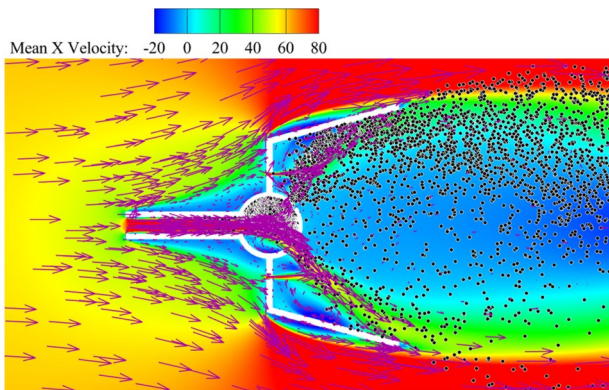


图6 无激励条件下的煤油液雾场

Fig. 6 Kerosene liquid mist field without excitation

励位置、激励电压和激励频率对液雾场的影响。

2.2.1 不同激励位置 图7只显示了稳焰器上方的不同激励位置,而在稳焰器的下方也布置了相对应的激励,并与上方呈对称分布。激励区域为直角三角形,底边和高分别为10 mm和5 mm,激励位置分别在稳焰器内侧下游(P1)、外侧下游(P2)以及外侧上游(P3)。根据文献(Moreau, 2007)所述, DBD 激励通常采用的电压范围为0到几十千伏,频率范围为50~50 000 Hz。因此,对应于3种不同激励位置,选取15 kV激励电压和15 kHz激励频率,研究不同激励位置对亚声速稳焰器煤油液雾场的影响。

通过计算,得到了不同激励位置下的煤油液雾场。结果显示,在P1处施加激励后,稳焰器后方流场和再循环区呈现明显的不对称分布,且煤油液滴大多集中在稳焰器中线位置,这是由于激励诱导射流与蒸发管和稳焰器竖直壁面上下开口

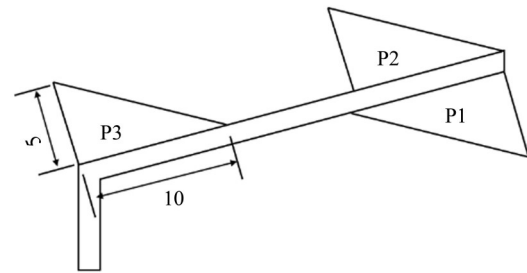


图7 DBD 等离子体激励位置示意图

Fig. 7 The excitation position of the DBD plasma

的气流相互作用导致再循环区速度过大造成的;当激励位置分别位于P2和P3时,激励作用对流场对称分布情况的影响反而减小,并存在少量煤油液滴移动到稳焰器内靠近竖直壁面的位置,这有利于增加煤油液滴与高温燃气的接触,进一步促进煤油蒸发。

Cui et al.(2022)发现稳焰器后存在的低速再循环区有助于实现燃料-氧化剂更好地混合以及维持火焰稳定。此外,再循环区长度也是火焰稳定器稳焰性能的一个重要参数,他们将再循环区的长度定义为稳焰器尾端与再循环区最远边界之间的距离。无激励和不同激励位置的流线分布和低速区域如图8~9所示。可见,相较于无激励情况,P1和P3位置的激励显著增加了再循环区长度,分别增长11.55%和9.24%;P2和P3位置的激励增加了稳焰器后低速区域面积,并使该区域保持连续,有利于实现稳定燃烧。但P1位置的激励加剧了再循环区的不对称性,导致稳焰器后低速区域不连续,且面积减小,不利于后续点火和组织燃烧。

航空和冲压发动机的燃烧室能否维持稳定燃烧在很大程度上取决于燃料雾化效果。图10展示了无激励和不同激励位置的煤油液滴尺寸相对频数和累积体积分布(PDF)。结果显示,无激励工况下煤油液滴尺寸分布主要集中在285 μm 内,大多数煤油液滴的尺寸在100~265 μm 之间。而在不同激励位置施加DBD等离子体激励后,煤油液滴尺寸的分布发生了明显变化。例如,在P1位置施加激励后,最大液滴尺寸远高于无激励工况,表明该位置处的DBD激励不仅未改善煤油雾化效果,反而使其更差。而在P2和P3位置施加激励后,煤油液滴尺寸的最大值分别为276和269 μm ,均小于无激励工况下的最大液滴尺寸,且煤油液滴尺寸分布较无激励工况均有了较大改善。由此可见,在P2和P3位置施加激励均改善了煤油雾化效果,

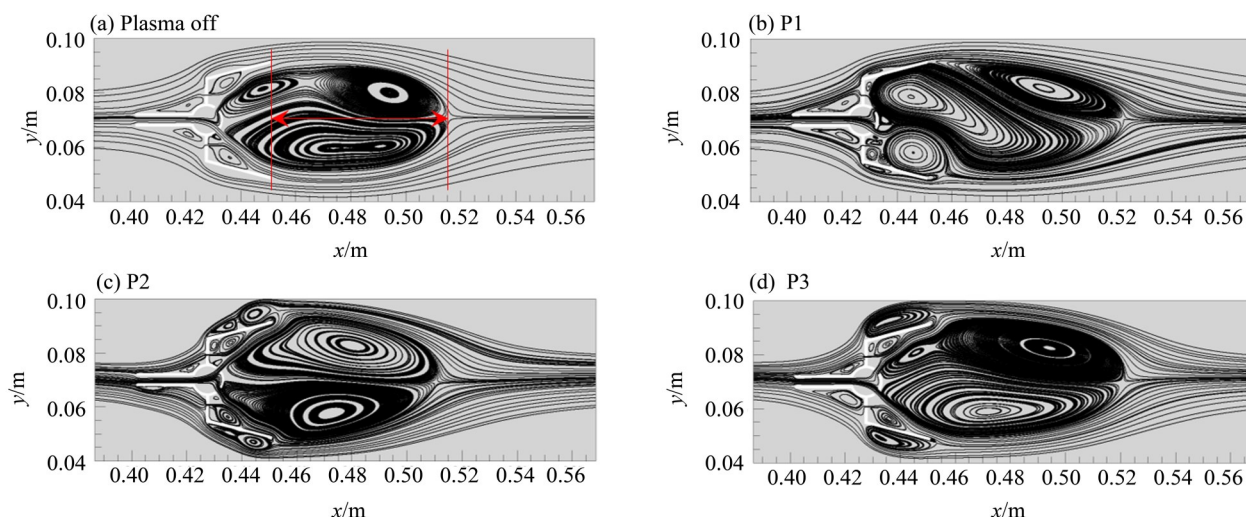


图 8 无激励和不同激励位置的流线分布

Fig. 8 Streamlined distribution without excitation and at different excitation positions

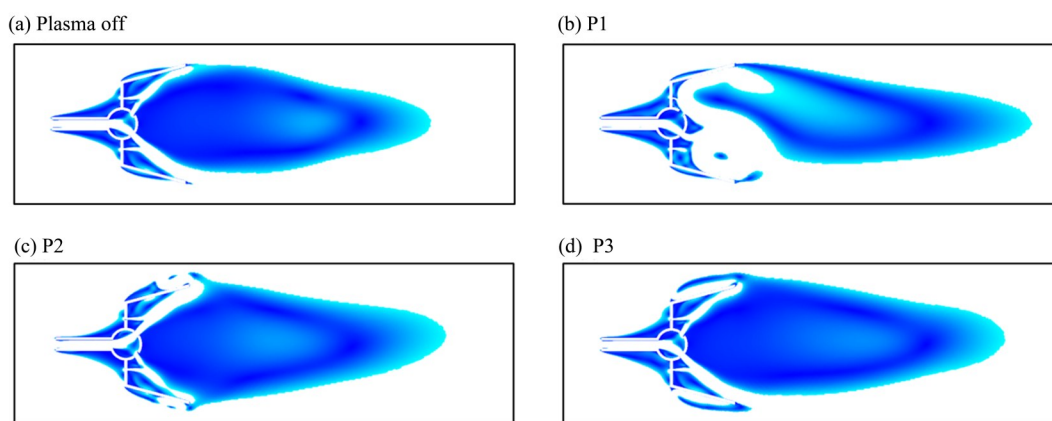


图 9 无激励和不同激励位置的低速区域

Fig. 9 Low speed region without excitation and at different excitation positions

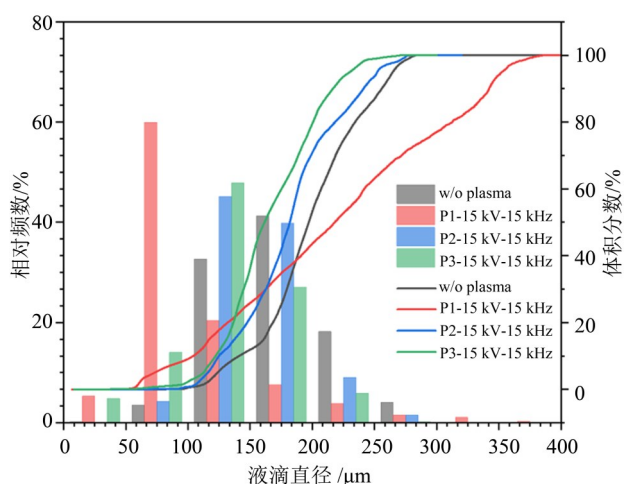


图 10 不同激励位置的煤油液滴尺寸相对频数和累积体积分布

Fig. 10 The relative frequency and cumulative volume distribution of kerosene droplet size at different excitation position

尤其是 P3 位置的激励效果最佳。因此，在合适的位置施加 DBD 等离子体激励所产生的动量效应有助于提高稳焰器周围气流的湍流强度，使空气和燃料充分混合，同时帮助燃料液滴破碎成更小的液滴，以获得更高的初始蒸发速率，实现可靠点火和稳定燃烧。

无激励和不同激励位置下煤油局部平均蒸发量如图 11 所示。可见，在 P2 和 P3 位置施加激励后，煤油平均蒸发量均大于 P1 位置的煤油平均蒸发量，且也大于无激励工况。

综上所述，P1 位置的激励加剧了流场的不对称性，导致稳焰器后再循环区长度和低速区域面积减小，对煤油液滴的雾化、蒸发以及后续的稳定燃烧不利。相较之下，P2 和 P3 位置的激励对流场的对称性影响较小，同时增大了稳焰器后再循

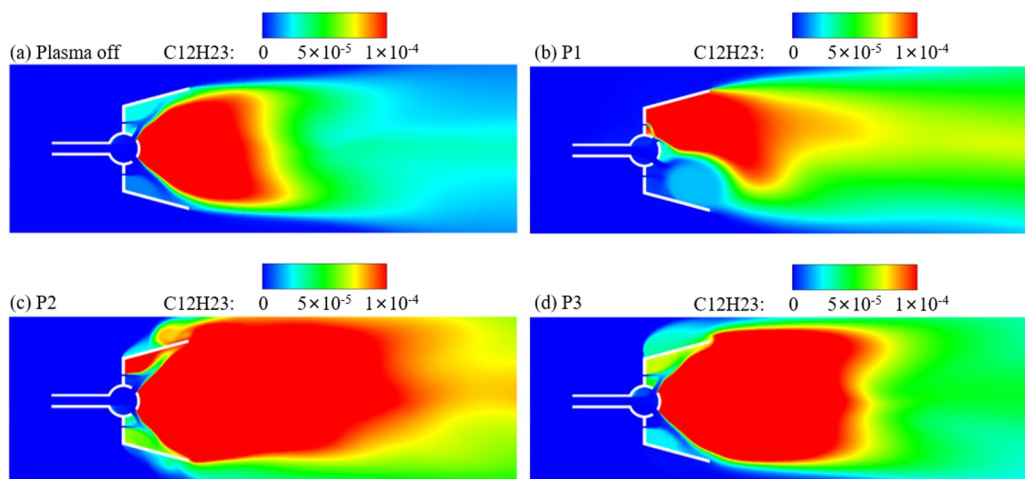


图11 无激励和不同激励位置的煤油平均蒸发量

Fig. 11 Average evaporation of kerosene without excitation and at different excitation positions

环区长度和低速区域面积, 延长了煤油和空气的停留时间, 促使它们充分混合, 优化了煤油的雾化和蒸发效果, 有利于实现可靠点火和稳定燃烧。因此, 根据对液雾分布、流场对称性、再循环区长度、低速区域面积以及煤油雾化和蒸发效果等方面的综合分析, 可以得出不同激励位置的激励效果排序为 $P3 > P2 > P1$ 。

2.2.2 不同激励电压 研究同一激励频率、P3激励位置条件下, 不同激励电压对蒸发式稳焰器煤油液雾场的影响。本节的激励电压和激励频率以及对应工况详见表1。

表1 不同工况的激励电压

工况	激励电压/kV	激励频率/kHz
工况(a)	5	
工况(b)	15	15
工况(c)	25	

经计算, 得到不同激励电压下的液雾场。可以发现, 随着激励电压的提高, P3位置的激励诱导速度也相应增加, 使得涡旋强度增大, 导致稳焰器剪切层和煤油液滴往两端扩散, 从而对稳焰器后流场和再循环区产生了显著的影响。

对不同激励电压下的低速区域和流线分布进行对比。可以观察到, 相对于无激励工况, 工况(a)和工况(b)中的再循环区长度和低速区域面积均有所增加; 而工况(c)中的再循环区长度和低速区域面积却减小了36.34%和21.97%。这表明当激励电压提高到一定程度时, 激励反而会产

生负面影响。

对比不同激励电压下的煤油平均蒸发量发现: 随着激励电压的升高, 煤油蒸发量呈现先增加后减少的趋势, 在激励电压为15 kV时, 煤油蒸发量达到最大, 此时的激励效果最优。

从图12中可以观察到, 工况(a)中的大部分煤油液滴分布在100~220 μm 之间, 其中180~220 μm 范围内的液滴数量高于无激励工况, 说明此时的激励效果未能显著促进大液滴破碎成小液滴, 因此未能改善雾化效果, 这也是该工况煤油蒸发量较少的原因之一; 工况(b)中的煤油液滴尺寸最大值及其分布较无激励工况均有较大改善, 此时激励能有效优化液滴的雾化效果, 有助于实现可靠点火和稳定燃烧; 而在工况(c)中, 液滴尺寸的最大值却远大于无激励工况, 表明激励起了负面效果。

因此, 对于这3个工况而言, 工况(b)中的激励效果表现最佳, 其15 kV的激励电压有利于增加煤油和空气的停留时间, 促使它们得到充分混合, 同时还能有效促进煤油雾化和蒸发, 对于实现可靠点火和维持稳定燃烧有积极的促进作用。

2.2.3 不同激励频率 研究同一激励电压、P3激励位置下, 不同激励频率对蒸发式稳焰器煤油液雾场的影响。本节的激励电压和激励频率以及对应工况详见表2。

对比不同激励频率下的液雾场发现, 随着激励频率的提高, P3位置处产生的涡旋强度增强, 形成的局部回流区会使剪切层向两侧扩散。然而, 当激励频率提高到一定值时, 激励诱导的

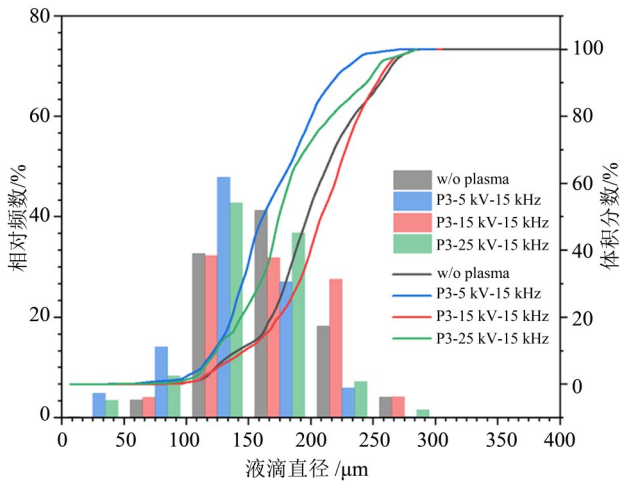


图 12 不同激励电压的煤油液滴尺寸相对频数和累积体积分布

Fig. 12 The relative frequency and cumulative volume distribution of kerosene droplet size at different excitation voltage

表 2 不同工况的激励频率

Table 2 Excitation frequency for different operating conditions

工况	激励电压/kV	激励频率/kHz
工况(a)		15
工况(b)	15	25
工况(c)		35

局部回流区过大, 导致稳焰器后的剪切层区域开始向内收缩, 进而使主流区域逐渐增大, 而再循环区域逐渐变窄。与此同时, 煤油液滴的分布范围和数量也逐渐减小, 这些现象不利于煤油的雾化和蒸发。

通过不同激励频率下的流线分布、低速区域以及煤油平均蒸发量可以发现, 随着激励频率的增加, 稳焰器后的再循环区长度和低速区域面积均呈现先减小后增大的变化趋势, 并且低速区域逐渐变得更加细长。具体而言, 与无激励工况相比, 工况(a)的再循环区长度和低速区域面积分别增加 9.24% 和 19.08%; 而工况(b)和工况(c)的再循环区长度和低速区域面积却大幅度减小。此外, 稳焰器后煤油平均蒸发量与激励频率成反比关系。

对比不同激励频率下煤油液滴尺寸相对频数和累积体积分布(图 13)可知, 随着激励频率的提高, 煤油液滴的最大尺寸逐渐变大, 液滴集中分布的范围也逐渐扩大, 大尺寸液滴的比例逐渐增加。其中, 工况(a)的激励能有效促进大液滴的破碎, 改善煤油的雾化效果, 从而使得煤油蒸发量

大幅度提高。然而, 工况(b)中的最大液滴尺寸远高于无激励工况, 说明该频率下的激励未能有效改善雾化效果, 导致煤油蒸发量降低; 在工况(c)中, 不仅最大液滴尺寸显著大于无激励条件下的最大尺寸, 而且大多数煤油液滴分布在 130~300 μm 的范围内, 这表明此时的激励反而促使液滴聚合更多、粒径增大, 对煤油的雾化效果起到了反作用。

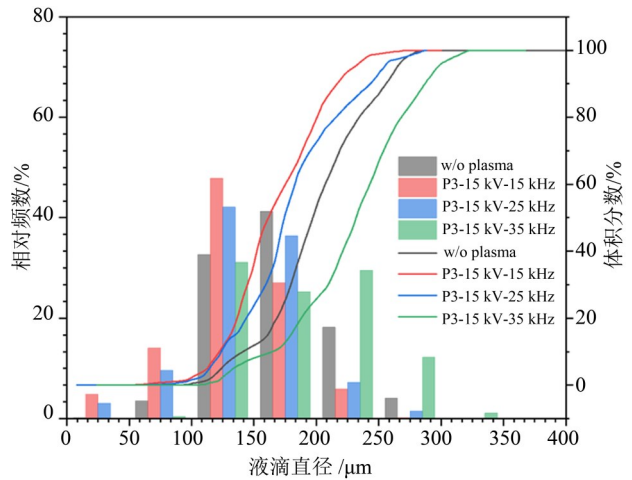


图 13 不同激励频率的煤油液滴尺寸相对频数和累积体积分布

Fig. 13 The relative frequency and cumulative volume distribution of kerosene droplet size at different excitation frequencies

总的来说, 并非激励频率越大, DBD 激励对流场的正向效应就越大。相较于无激励工况, 当频率为 15 kHz 时, 激励取得最佳调控效果, 有利于后续点火和燃烧的进行。

3 结 论

(1) 在所研究的来流条件下, 稳焰器壁面后段内侧位置的激励导致了低速区域面积减小且低速区域不连续, 不利于煤油液滴的雾化和蒸发; 相反地, 稳焰器壁面后段外侧位置和稳焰器壁面前段外侧位置的激励增大了低速区面积, 改善了雾化效果并提高了煤油蒸发量; 总体而言, 稳焰器壁面前段外侧位置的激励效果最佳, 其次是稳焰器壁面后段外侧位置, 而稳焰器壁面后段内侧位置的激励效果最差。

(2) 在所研究的来流条件下, 25 kV 的激励电压使再循环区长度、低速区域面积减少, 尽管改善了雾化效果, 但最大煤油液滴尺寸远大于无激

励条件下的最大液滴尺寸,且煤油蒸发量大幅度降低;5 kV的激励电压虽对稳焰器尾流具有一定的调控作用,但未能改善煤油液滴的雾化效果,且煤油蒸发量下降,这表明煤油蒸发受多种因素的影响;而15 kV的激励效果最佳,有效促进了煤油的雾化和蒸发,有助于后续燃烧过程的进行。

参考文献:

- 杜一庆, 2005. 高温、低阻、高效加力燃烧室火焰稳定器机理研究[D]. 武汉: 华中科技大学.
- 何小民, 张净玉, 李建中, 2015. 航空发动机燃烧室原理[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社.
- 洪流, 杨国华, 2010. 来流马赫数和余气系数对蒸发式火焰稳定器燃烧特性的影响[J]. 航空工程进展, 1(2): 173-177.
- 金莉, 谭永华, 2006. 火焰稳定器综述[J]. 火箭推进, 32(1): 30-34.
- 李应红, 吴云, 2020. 等离子体激励调控流动与燃烧的研究进展与展望[J]. 中国科学: 技术科学, 50(10): 1252-1273.
- 王祎, 吴宝元, 2017. 基于CFD的钝体稳焰器近尾迹流动研究进展及展望[C]//第二届空天动力联合会议: 7.
- 张凯, 陈玮琦, 黄胜方, 等, 2022. 滑动弧等离子体拓宽蒸发式火焰稳定器点熄火边界实验研究[C]//2021航空发动机技术发展高层论坛: 5-12.
- 张孝春, 孙雨超, 刘涛, 2014. 先进加力燃烧室设计技术综述[J]. 航空发动机, 40(2): 24-30+60.
- ABDELRAOUF H, ELMEKAWY A M N, KASSAB S Z, 2020. Simulations of flow separation control numerically using different plasma actuator models[J]. Alex Eng J, 59(5): 3881-3896.
- CHENG X, FAN Y, 2016. Experimental study of lean ignition and lean blowout performance improvement using an evaporation flameholder [J]. Int J Heat Mass Tran, 103: 319-326.
- CUI W, JIA M, LIN D, et al, 2022. Active flow control of a flame-holder wake using nanosecond-pulsed surface-dielectric-barrier discharge in a low-pressure environment[J]. Processes, 10(8): 1519.
- FU X, YANG F, GUO Z, 2015. Combustion instability of pilot flame in a pilot bluff body stabilized combustor[J]. Chinese J Aeronaut, 28(6): 1606-1615.
- GLASSMAN I, YETTER R A, GLUMAC N G, 2014. Combustion[M]. Oxford: Academic Press.
- HUANG Y, HE X, ZHANG H, et al, 2021. Spark ignition and stability limits of spray kerosene flames under subatmospheric pressure conditions [J]. Aerosp Sci Technol, 114: 106734.
- HUANG S, WU Y, ZHANG K, et al, 2022. Experimental investigation on spray and ignition characteristics of plasma actuated bluff body flameholder [J]. Fuel, 309: 122215.
- JIA M, ZANG Y, CUI W, et al, 2022. Experimental investigation on flow characteristics and ignition performance of plasma-actuated flame holder [J]. Processes, 10(9): 1848.
- LIU R, LIU Y, GAO Z, 2017. Structural parameters effects on lean blowout performance and prediction method for piloted vaporization flameholder [J]. J Propuls Technol, 38(12): 2753-2760.
- MOREAU E, 2007. Airflow control by non-thermal plasma actuators[J]. J Phys D: Appl Phys, 40(3): 605.
- SHYY W, JAYARAMAN B, ANDERSSON A, 2002. Modeling of glow discharge-induced fluid dynamics[J]. J Appl Phys, 92(11): 6434-6443.
- TAI Z, CHEN Q, NIU X, et al., 2023. Plasma actuation for the turbulent mixing of fuel droplets and oxidant air in an aerospace combustor[J]. Aerospace, 10(1): 77.
- YANG V, CULICK F E C, 1986. Analysis of low frequency combustion instabilities in a laboratory ramjet combustor [J]. Combust Sci Technol, 45(1/2): 1-25.

(责任编辑 王海蓉)