

文章编号:1000-8055(2020)09-1866-09

doi:10.13224/j.cnki.jasp.2020.09.008

含湿量对蒸发式火焰稳定器贫油熄火性能的影响

冯玉桦¹, 刘玉英¹, 邓远灏², 黄义勇²

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;
2. 中国航空发动机集团有限公司 四川燃气涡轮研究院, 成都 610500)

摘 要: 在来流温度为 300~483 K、来流马赫数为 0.14~0.3 和含湿量为 0~0.16 的条件下,以蒸发式火焰稳定器研究对象,基于冷态流场数值模拟研究以及含湿量对燃烧负荷参数、燃烧反应、燃油雾化等的影响分析,提出了考虑含湿量的 Lefebvre 贫油熄火油气比修正方法,探讨了含湿量对蒸发式火焰稳定器贫油熄火性能的影响规律。研究结果表明:当含湿量增加时,蒸发式火焰稳定器的燃烧负荷参数增加,贫油熄火油气比显著增大,燃烧负荷参数不能完全表征贫油熄火油气比的变化,含湿量对燃油雾化的影响不容忽视。

关 键 词: 含湿量; 蒸发式火焰稳定器; 贫油熄火; 燃烧负荷参数; 预测模型修正

中图分类号: V231.2 **文献标志码:** A

Effects of humidity ratio on lean blowout performance of piloted vaporization flameholder

FENG Yuhua¹, LIU Yuying¹, DENG Yuanhao², HUANG Yiyong²

(1. School of Energy and Power Engineering,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;
2. Sichuan Gas Turbine Establishment,
Aero Engine Corporation of China, Chengdu 610500, China)

Abstract: A modified model of Lefebvre lean blowout fuel/air ratio containing humidity ratio was proposed based on cold flow field numerical simulation and analysis of humidity ratio effect on the combustion load parameters, combustion reaction and fuel atomization of piloted vaporization flameholder, under the conditions of 300—483 K incoming temperature, 0.14—0.3 incoming Mach number and 0—0.16 humidity ratio. The effect of humidity ratio on the lean blowout performance of piloted vaporization flameholder was discussed. It was found that the combustion loading parameters increased with the increase of humidity ratio, and the lean blowout fuel/air ratio increased significantly with the increase of humidity ratio. Therefore, the combustion loading parameter makes it difficult to describe the change of lean blowout fuel/air ratio itself alone, and the effect of humidity ratio on the fuel atomization can not be ignored.

Key words: humidity ratio; piloted vaporization flameholder; lean blowout; combustion loading parameter; prediction model modification

收稿日期:2020-02-09

作者简介:冯玉桦(1993—),女,硕士生,主要从事航发动机液雾燃烧数值模拟研究。

通信作者:刘玉英(1974—),女,副教授,博士,主要从事航发动机液雾燃烧相关研究。E-mail:yyliu@buaa.edu.cn

引用格式:冯玉桦,刘玉英,邓远灏,等.含湿量对蒸发式火焰稳定器贫油熄火性能的影响[J].航空动力学报,2020,35(9):1866-1874. FENG Yuhua, LIU Yuying, DENG Yuanhao, et al. Effects of humidity ratio on lean blowout performance of piloted vaporization flameholder[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(9): 1866-1874.

射流预冷技术是近年来高超声速飞行器动力领域重要的研究方向,受到世界各国的广泛重视^[1]。射流预冷是在 20 世纪 50 年代由美国研究提出的推进概念,其工作原理是在常规涡轮发动机风扇或压气机前喷射预冷介质(通常用水)使来流温度维持在发动机可承受的范围之内,以扩展飞行包线^[2],同时冷却介质的增加使得发动机的工质流量增加,从而推力增加,提升发动机在高空高速状态下的性能。

然而,射流预冷技术在获得推力增加的同时,由于其会使得工质属性发生变化,进而对燃烧室、加力燃烧室等部件特性产生影响。例如,当喷入冷却介质水后,与原状态相比,主燃烧室来流中氧气的体积分数降低,相对油气比上升,使得火焰稳定性和燃烧效率均下降,同时出口燃气中氧气体积分数绝对值比不喷水时低 2%^[3]。Jones 等人^[4]针对加力燃烧室的 V 型槽火焰稳定器,在来流温度为 339 K,压力为 0.05~0.1 MPa,水气比(喷入水的质量流量与空气质量流量之比)为 0~0.08 条件下的燃烧性能试验也表明,当水气比增加时,贫油熄火(lean blowout, LBO)油气比增加,即稳定燃烧范围减小;同时在当量比接近 LBO 处时增加水气比还降低了燃烧效率。可以看出射流预冷导致的水蒸汽质量分数过大和氧气质量分数降低等问题,均会使加力燃烧室的火焰稳定和燃烧效率受到影响。因此,开展射流预冷喷水量对于加力燃烧室稳定性能的影响研究对射流预冷的实际工程应用具有重要意义。根据 Jones 等人^[4]的研究工作,认为射流预冷中风扇前喷入的水在进入加力燃烧室前均完全蒸发,因此本文采用含湿量(来流中水蒸气质量流量与干空气质量流量之比)表征喷水量的大小。

蒸发式火焰稳定器因其在结构上具有良好的软点火性能、宽广的稳定工作范围、较高的燃烧效率等特点,目前已在航空发动机加力燃烧室中得到了广泛的应用。针对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能研究,目前大部分研究工作主要以试验或数值模拟探讨来流温度、来流马赫数及结构参数等影响因素展开。例如,张斌^[5]利用燃烧试验和燃油稳态逐次逼近的数值预测研究了来流马赫数对蒸发式火焰稳定器 LBO 的影响。程晓军等人^[6]试验研究了来流温度和来流马赫数对超级燃烧室内薄膜蒸发式火焰稳定器 LBO 的影响。针对蒸发式火焰稳定器 LBO 的

预测研究,刘冉等人^[7]基于试验研究、Zukoski 和 Marble^[8-9]的钝体火焰回流区点火模型、Longwell 等人^[10-11]的回流区均匀搅拌模型和 Ballal、Lefebvre、谢法、胡斌等人^[12-15]对钝体火焰及主燃烧室的 LBO 经验预测方法,验证了采用燃烧负荷参数(以空气质量流量、燃烧室体积以及静压表征的燃烧稳定性参数)^[16]结合冷态数值模拟预测蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的可行性,并预测了蒸发式火焰稳定器裙板长度及头部开孔率对 LBO 的影响规律。但是从文献调研情况来看,目前国内外尚未见含湿量对其 LBO 影响的定量研究。射流预冷技术使得空气来流中含有水蒸气,其会对蒸发式火焰稳定器的燃烧体积、进气质量流量、工质物性参数等产生影响,因此开展含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能研究对射流预冷的工程应用具有重要实用价值。

针对含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的影响研究,除了采用试验研究及热态数值模拟研究方法之外,寻找成本更小、计算代价更少、形式更为简单的工程评估方法尤为重要。目前,基于冷态数值模拟与燃烧负荷参数相结合的方法进行蒸发式火焰稳定器 LBO 性能预测、基本参数或基本规律的分析研究是一种已经经过试验验证的、计算代价较少且具有工程实际意义的方法^[7]。但是当来流含湿时,燃烧负荷参数是否仍能用来表征与评估蒸发式火焰稳定器的 LBO 性能值得进一步探讨。同时,当来流含湿时,对广泛应用于航空发动机燃烧室及钝体火焰稳定器 LBO 性能预测与工程评估的 Lefebvre LBO 半经验模型则亟待修正。基于此,本研究在来流温度为 300~483 K,来流马赫数为 0.14~0.3,含湿量为 0~0.16 的进口条件下,以蒸发式火焰稳定器作为研究对象,基于雷诺平均的冷态流场数值模拟研究以及含湿量对局部回流区体积、燃烧反应、燃油雾化等的影响分析,探讨了含湿量对燃烧负荷参数的影响,并提出了考虑含湿量的 Lefebvre LBO 修正模型,进而分析了含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的影响规律。

1 蒸发式火焰稳定器物理模型及冷态数值计算简介

1.1 蒸发式火焰稳定器的结构及其相关参数

本文所研究的蒸发式火焰稳定器与文献^[7]所研究的 FH2 试验件结构一致,其示意图如图 1

所示,结构中的关键参数有:展向长度 W 、头部进气管面积 S_1 、进气孔面积 S_2 、尾缘宽度(槽宽) H ,由此定义头部开孔率为 $\alpha = \frac{S_1 + S_2}{HW}$;同时还有蒸发管直径 D 、蒸发管出气小孔角度 β 、燃油喷射孔角度 θ 。本文所研究的蒸发式火焰稳定器结构满足: $W = 160\text{ mm}$, $H = 45\text{ mm}$, $\alpha = 6.4\%$, $D = 16\text{ mm}$, $\beta = 90^\circ$, $\theta = 45^\circ$ 。

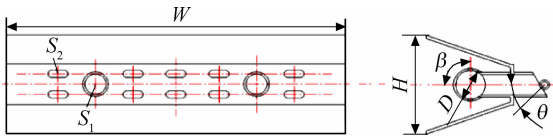


图 1 蒸发式火焰稳定器结构示意图^[7]

Fig. 1 Sketch of piloted vaporization flameholder structure^[7]

1.2 蒸发式火焰稳定器冷态数值计算简介

文献^[7]指出,基于冷态数值模拟的燃烧负荷参数法能够很好地预测与分析蒸发式火焰稳定器的 LBO 性能,因此本文首先开展来流含湿时的冷态流场数值计算。冷态数值计算的物理模型及计算域如图 2 所示,计算域坐标原点位于蒸发式火焰稳定器头部中点位置处, x 、 y 和 z 坐标轴分别表示流向、纵向和展向。其网格数量、网格无关化验证及算法验证均与文献^[7]一致。计算采用质量流量进口,即在保持来流质量流量及温度不变的条件下,改变含湿量。图 3 给出了在来流温度 $T = 483\text{ K}$,来流马赫数 $Ma = 0.2$ 条件下 $z = 0\text{ mm}$ 和 $y = 0\text{ mm}$ 截面的流场结构计算结果。

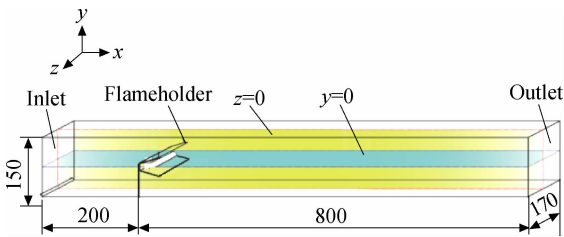
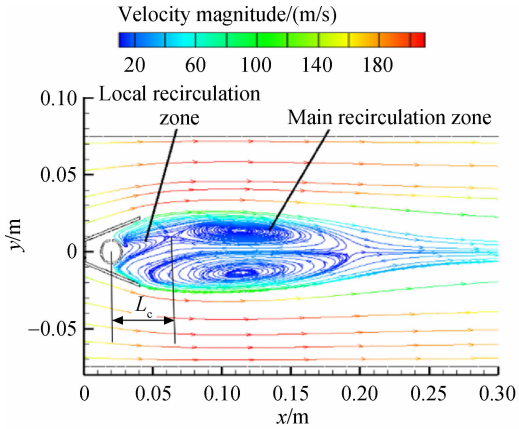


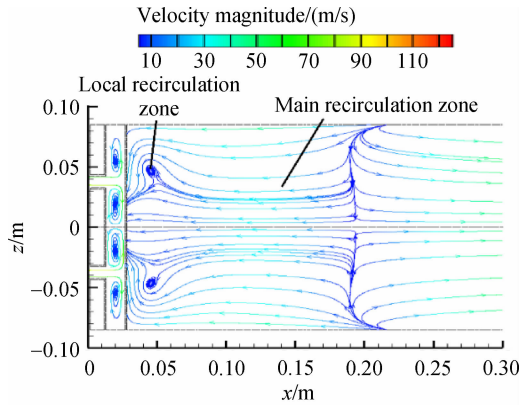
图 2 蒸发式火焰稳定器物理模型和计算域示意图 (单位:mm)

Fig. 2 Sketch of physical model and computational domain of piloted vaporization flameholder (unit:mm)

由图 3 可以看出蒸发式火焰稳定器后方存在局部回流区和主回流区,其局部回流区长度 L_c 。如图 3(a)所示。



(a) $z = 0\text{ mm}$



(b) $y = 0\text{ mm}$

图 3 $T = 483\text{ K}$, $Ma = 0.2$ 时蒸发式火焰稳定器流场结构图

Fig. 3 Flow field of piloted vaporization flameholder under the condition of $T = 483\text{ K}$, $Ma = 0.2$

2 考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测模型修正

2.1 含湿量的定义

含湿量 γ 定义为来流中水蒸气质量流量与干空气质量流量之比,即

$$\gamma = \frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_{da}} \tag{1}$$

式中 $\dot{m}_v$ 为水蒸气的质量流量, $\dot{m}_{da}$ 为干空气的质量流量。

由此,定义来流空气的总质量流量 $\dot{m}_{a,t}$ 为

$$\dot{m}_{a,t} = \dot{m}_{da} + \dot{m}_v \tag{2}$$

对于蒸发式火焰稳定器,来流空气并非全部进入蒸发式火焰稳定器后方的回流区参与燃烧,因此定义蒸发式火焰稳定器头部进气量 $\dot{m}_{a,l}$ 来表征进入蒸发式火焰稳定器后方的空气质量流量,其表达式为

$$\dot{m}_{a,l} = \chi_{fh} \dot{m}_{a,t} \tag{3}$$

式中 χ_{th} 表示蒸发式火焰稳定器的头部进气量比例,与蒸发式火焰稳定器结构有关。

2.2 Lefebvre LBO 预测模型简介

2.2.1 Lefebvre LBO 预测模型原型

基于均匀搅拌器模型,对于非均匀液态油气混合物燃烧,Lefebvre^[13]提出的主燃烧室 LBO 油气比的半经验预测公式为

$$f_{\text{LBO(Lefebvre)}} = \frac{A\chi_{\text{pz}}}{V_{\text{pz}}} \cdot \frac{\dot{m}_{\text{a,t}}}{p_3^{1.3} \exp(T_3/300)} \cdot \frac{D_{\text{Sm}}^2}{\lambda_{\text{eff}} H_{\text{u}}} \quad (4)$$

式中右侧的第一项代表燃烧室结构参数, χ_{pz} 为主燃烧区质量流量分配比例, V_{pz} 为主燃烧区体积,常数 A 通过试验确定;第二项代表燃烧室的来流参数, T_3 为燃烧室进口温度, p_3 为燃烧室进口静压;第三项与燃油雾化性能有关, D_{Sm} 为燃油液滴的索太尔平均直径 (Sauter mean diameter, SMD), λ_{eff} 为有效蒸发常数, H_{u} 为燃料的低位热值。

为了更好地分析来流含湿时的影响,将式(4)重新整理为如下形式:

$$f_{\text{LBO(Lefebvre)}} = \frac{A}{\exp(T_3/300) H_{\text{u}}} \cdot \frac{\chi_{\text{pz}} \dot{m}_{\text{a,t}}}{V_{\text{pz}} p_3^{1.3}} \cdot \frac{D_{\text{Sm}}^2}{\lambda_{\text{eff}}} \quad (5)$$

2.2.2 蒸发式火焰稳定器的 Lefebvre LBO 预测模型

对于蒸发式火焰稳定器而言,首先考虑到其在结构上具有在头部开孔的特点,类似于主燃烧室的头部开孔进气,因此其头部进气比例类似于主燃烧室中的主燃烧区气量分配比例,所以可用式(3)定义的蒸发式火焰稳定器的头部进气率 χ_{th} 代替式(5)中的 χ_{pz} ;其次,蒸发式火焰稳定器在 LBO 时仅在局部回流区内存在火焰,因此其局部回流区体积 $V_{\text{rz},1}$ 类似于式(5)中的主燃烧区体积 V_{pz} ,可用 $V_{\text{rz},1}$ 代替式(5)中的 V_{pz} ;最后,采用 $p_{\text{rz},1}$ 表示蒸发式火焰稳定器局部回流区静压。根据上述,可得蒸发式火焰稳定器的 LBO 油气比预测模型如式(6)所示:

$$f_{\text{LBO(flameholder)}} = \frac{A}{\exp(T/300) H_{\text{u}}} \cdot \frac{\dot{m}_{\text{a},1}}{V_{\text{rz},1} p_{\text{rz},1}^{1.3}} \cdot \frac{D_{\text{Sm}}^2}{\lambda_{\text{eff}}} \quad (6)$$

式中右侧第一项为相对常数项,记为 I_1 ,由试验结果、来流温度和燃料热值确定,不受含湿量影响;第二项为燃烧负荷项,记为 I_2 ,这是因为根据文献[7],蒸发式火焰稳定器燃烧负荷参数 I_{th} 为

$$I_{\text{th}} = \frac{\dot{m}_{\text{a},1}}{V_{\text{rz},1} p_{\text{rz},1}^2} \quad (7)$$

在来流不含湿的情况下,其可用于蒸发式火焰稳定器的 LBO 性能预测。 I_2 与 I_{th} 类似,表征蒸发式火焰稳定器的燃烧负荷;第三项与燃油雾化性能相关,称为燃油雾化项,记为 I_3 。

由式(6)和式(7)可以看出,蒸发式火焰稳定器的 Lefebvre LBO 预测模型需要求解诸如局部回流区体积 $V_{\text{rz},1}$ 、头部进气量 $\dot{m}_{\text{a},1}$ 及局部回流区静压 $p_{\text{rz},1}$ 等参数,而这些参数均为局部量,难以通过试验数据获得,因此其实际应用往往需要采用数值模拟得到的流场相关信息给出。

2.3 考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测模型修正

根据蒸发式火焰稳定器的 Lefebvre LBO 预测模型式(5),当来流含湿时,其燃烧负荷项 I_2 和燃油雾化项 I_3 均与含湿量有关,需进行修正。

2.3.1 燃烧负荷项 I_2 的修正

根据燃烧负荷项 I_2 的基本定义,与文献[7]类似,当来流含湿时,其头部进气量 $\dot{m}_{\text{a},1}$ 和局部回流区静压 $p_{\text{rz},1}$ 可由流场冷态数值计算结果进行质量加权平均获得,蒸发式火焰稳定器局部回流区体积 $V_{\text{rz},1}$ 也可由冷态数值计算的流场结构获得。因此,燃烧负荷项 I_2 可以采用冷态数值模拟的研究结果直接给出。但是数值模拟直接求解的缺点在于无法获得含湿量对燃烧负荷参数影响的本质原因,而且需要重复求解或统计不同含湿量条件下的回流区体积信息,增加计算量。

基于此,以下对 I_2 的修正采用两种方式:其一为在 I_2 的求解中利用半经验公式对局部回流区体积 $V_{\text{rz},1}$ 进行修正;其二为采用基于熄火基本原理的 Lefebvre LBO 原始模型推导方法^[12]引入含湿量 γ 对燃烧负荷参数的影响进行修正。

1) 燃烧负荷项 I_2 的半经验公式修正方法

燃烧负荷项 I_2 的半经验修正目的在于更好地了解含湿量对燃烧负荷参数及 LBO 的影响因素,并减小预测研究中局部回流区体积的计算量。根据文献[7],蒸发式火焰稳定器的局部回流区体积 $V_{\text{rz},1}$ 定义为

$$V_{\text{rz},1} = L_{\text{c}} \times W \times H \quad (8)$$

其中,展向长度 W 及尾缘宽度(槽宽) H 分别为 160 mm 和 45 mm,局部回流区长度 L_{c} 可由蒸发式火焰稳定器后冷态流场数值模拟结果直接获得,也可采用蒸发式火焰稳定器局部回流区长度半经验公式^[17]计算,即

$$L_c = K_l H R e_H^{-n} \frac{1}{B^{0.25}} f(J) \quad (9)$$

式中 K_l 为蒸发式火焰稳定器形状决定的常数; B 为堵塞比; Re_H 为雷诺数, 且满足

$$Re_H = \frac{H v_g \rho_g}{\mu_g} \quad (10)$$

其中 v_g 为湿空气速度, ρ_g 和 μ_g 分别为湿空气的密度和黏度; n 为由试验确定的常数; J 为射流质量流量比, 表示进入蒸发式火焰稳定器内空气质量流量与未进入稳定器的空气质量流量之比。当堵塞比、射流质量流量比、结构尺寸变化不大时, 可近似认为 $K_l H \frac{f(J)}{B^{0.25}} = K'_l = \text{常数}^{[17]}$, 即有

$$L_c = K'_l R e_H^{-n} \quad (11)$$

当来流含湿时, Re_H 中的 ρ_g 与 μ_g 均受含湿量影响, 可由式(12)进行修正^[18], 即

$$\begin{aligned} \rho_g &= \frac{p_g (1 + 0.001\gamma)}{R_{da} T (1 + 0.001606\gamma)} \\ \mu_g &= \frac{M_{r,da}^{0.5} \mu_{da} + \gamma M_{r,v}^{0.5} \mu_v}{M_{r,da}^{0.5} + \gamma M_{r,v}^{0.5}} \end{aligned} \quad (12)$$

其中下标 da 表示干空气, v 表示水蒸气, g 表示湿空气。 R 为气体常数, $M_{r,da}$ 、 $M_{r,v}$ 分别是干空气和水蒸气的相对分子质量, 分别取 28.97 和 18.02; μ_{da} 、 μ_v 可由经验关系式计算。

由式(11)和式(12)的半经验公式表明, 含湿量对蒸发式火焰稳定器的局部回流区长度的影响主要由来流密度及黏性的改变引起。需要指出的是, 对式(11)的半经验关系式, 其相关试验系数的求解需通过数值计算结果拟合求得。因此, 燃烧负荷参数的半经验修正方法的计算结果与数值模拟结果相同。可以看出局部回流区体积与局部回流区长度有关, 而局部回流区长度与含湿量有关, 且主要由于来流密度及黏性的改变引起。将局部回流区体积记为 $V_{rx,i}(\gamma)$, 考虑含湿量修正后的燃烧负荷项记为 $I_2(\gamma)$, 对应的其头部进气量记为 $\dot{m}_{a,i}(\gamma)$ 。

2) 燃烧负荷项 I_2 的机理修正方法

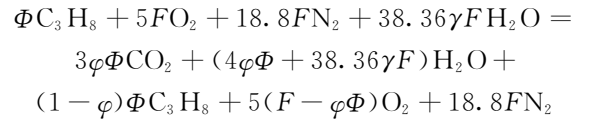
Lefebvre LBO 半经验模型最初以丙烷为燃料展开, 但其模型关系式(4)或式(5)是基于 Longwell 等^[11] 回流区点火模型及熄火能量平衡相关机理^[12], 并考虑了燃油蒸发对非均匀液态油气混合物的影响^[13]。该模型通过物质平衡方程, 给出了与 LBO 相关的燃烧负荷参数最大值、当量比 Φ 和燃烧室进口温度 T_3 的关联关系式为^[12]

$$\left(\frac{\dot{m}_{a,t}}{V_c p_3^{1.25}} \right)_{\max(\text{Lefebvre}, \gamma=0)} = 1.93 \exp(T_3/150) \Phi^{6.25} \quad (13)$$

式中 V_c 为燃烧体积。

因此当来流含湿时, 同样可根据该模型的基本思想进行修正。主要步骤如下:

步骤 1 当含湿量为 γ 时, 根据文献[12]建立燃油燃烧的化学反应方程式



其中 $F = 18/(18 + 29\gamma)$, φ 为发生燃烧的燃油所占的体积分数, Φ 为当量比。

步骤 2 基于均匀搅拌器 LBO 机理, 将含湿量为 γ 时的燃烧负荷参数^[12]表征为

$$\begin{aligned} \frac{\dot{m}_{a,t}}{V_c p_3^{1.25}} &= \frac{k_f}{R^n T_f^{n-0.5} \exp(27000/T_f)} \cdot \\ \frac{1}{\Phi^{0.375}} &\cdot \frac{(1 - \varphi)^{0.625} (F - \varphi \Phi)^{0.625}}{\varphi (23.8 F + \Phi + \varphi \Phi + 38.36 \gamma F)^{1.25}} \end{aligned} \quad (14)$$

式中 k_f 为反应速率常数, T_f 为反应温度, 可由理论计算得出。该式表明在一定的来流温度、 Φ 和 φ 范围内, 燃烧负荷参数最大值与 γ 有关。

步骤 3 定义燃烧负荷参数最大值的修正因子为 ω , 即满足

$$\omega = \frac{\left(\frac{\dot{m}_{a,t}}{V_c p_3^n} \right)_{\max}}{\left(\frac{\dot{m}_{a,t}}{V_c p_3^n} \right)_{\max, \gamma=0}} \quad (15)$$

在一定来流温度与当量比条件下, 根据式(14)可得到 ω 随 γ 的变化曲线, 并对其进行曲线拟合可得

$$\omega = 1.05 \exp \left[- \left(\frac{\gamma + 0.1367}{0.6245} \right)^2 \right] \quad (16)$$

步骤 4 将式(16)代入式(13), 可得出考虑含湿量后燃烧负荷参数的最大值表达式

$$\begin{aligned} \left(\frac{\dot{m}_{a,t}}{V_c p_3^{1.25}} \right)_{\max} &= 1.93 \exp(T_3/150) \Phi^{6.25} \cdot \\ 1.05 \exp \left[- \left(\frac{\gamma + 0.1367}{0.6245} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (17)$$

步骤 5 基于式(17), 根据 Lefebvre LBO 模型求解方法^[12], 可得燃烧负荷项的修正式为

$$I'_2(\gamma) = \frac{1}{\omega} = \frac{20}{21} \exp \left[\left(\frac{\gamma + 0.1367}{0.6245} \right)^2 \right] \quad (18)$$

可以看出, 基于 LBO 机理对燃烧负荷参数的修正可以根据式(18)直接进行, 且满足 $I_2(\gamma) =$

$I_{2,0} \cdot I_2'(\gamma)$, 其中 $I_{2,0}$ 表示来流不含湿时的燃烧负荷参数。

2.3.2 燃油雾化项 I_3 的修正

燃油雾化项 I_3 中涉及液滴粒径 D_{Sm} 和有效蒸发常数 λ_{eff} 。

对于液滴粒径 D_{Sm} , 文献[19]通过蒸发管雾化性能试验给出的半经验关系式对蒸发式火焰稳定器具有良好的针对性。如式(19)所示, 蒸发管式雾化喷嘴形成的燃油液雾 SMD 与来流参数有关, 即

$$D_{Sm} = C v_a^{-1.7956} f_{afr}^{-0.0885} \quad (19)$$

式中 C 为与蒸发式火焰稳定器结构相关的常数, f_{afr} 为蒸发式火焰稳定器的气油比, v_a 为雾化空气速度。针对本文所研究的蒸发式火焰稳定器(如图 1), 雾化空气速度 v_a 的确定以不同含湿量条件下的冷态流场数值模拟结果为基础, 通过对蒸发式火焰稳定器进气管头部进气管截面处的速度进行质量加权平均积分得到。显然, 来流空气的含湿量变化会引起蒸发式火焰稳定器雾化空气速度的改变, 从而引起气动力的变化, 并最终影响液滴粒径 D_{Sm} 的大小。因此, 式(19)能够较好地评估含湿量对液滴粒径 D_{Sm} 的影响, 具有合理性。

对燃料物性项 I_3 中的有效蒸发常数 λ_{eff} , 根据文献[13]有

$$\lambda_{eff} = \frac{8}{\rho_f} \cdot \frac{\kappa_g}{c_{p,g}} \ln(1+b)(1+0.22Re_{D_{Sm}}^{0.5}) \quad (20)$$

式中 ρ_f 为燃料密度, κ_g 为湿空气的导热系数, b 为输运数, $Re_{D_{Sm}}$ 是以 D_{Sm} 为特征尺寸的气体雷诺数。其中各物性参数可由式(12)和式(21)、式(22)进行修正^[17], 即

$$c_{p,g} = \frac{c_{p,da} + \gamma c_{p,v}}{1 + \gamma}$$
$$\kappa_g = \frac{\kappa_{da}}{1 + \gamma \frac{M_{r,da}}{M_{r,v}} \cdot A_{da,v}} + \frac{\gamma \kappa_v}{\gamma + \frac{M_{v,r}}{M_{r,da}} \cdot A_{v,da}} \quad (21)$$

式中 $A_{da,v}$ 、 $A_{v,da}$ 分别为干空气和水蒸气的结合因子, 可由下式计算:

$$A_{da,v} = \frac{[1 + (\mu_{da}/\mu_v)^{0.5} (M_{r,v}/M_{r,da})^{0.25}]^2}{[8(1 + M_{r,da}/M_{r,v})]^{0.25}}$$
$$A_{v,da} = \frac{\mu_v}{\mu_{da}} \cdot \frac{M_{da}}{M_v} A_{da,v} \quad (22)$$

根据上述, 通过对 I_3 中各物性参数进行修正, 考虑含湿量影响的燃料物性项记为 $I_3(\gamma)$ 。

2.3.3 考虑含湿量的 Lefebvre LBO 修正模型

基于 Lefebvre 的 LBO 油气比关系式及前述修正方法, 可得考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测修正模型如下:

1) 当燃烧负荷项采用半经验法修正时

$$f_{LBO}(\gamma) = I_1 I_2(\gamma) I_3(\gamma) = I_1 \cdot \frac{\dot{m}_{a,l}(\gamma)}{V_{rz,l}(\gamma) p_{rz,l}^{1.3}} \cdot \frac{[D_{Sm}(\gamma)]^2}{\lambda_{eff}(\gamma)} \quad (23)$$

2) 当燃烧负荷项采用机理修正时

$$f_{LBO}(\gamma) = I_1 I_{2,0} I_2'(\gamma) I_3(\gamma) = I_1 \cdot \frac{\dot{m}_{a,10}}{V_{rz,10} p_{rz,10}^{1.3}} \cdot \frac{20}{21} \exp \frac{\gamma + 0.1367^2}{0.6245} \cdot \frac{[D_{Sm}(\gamma)]^2}{\lambda_{eff}(\gamma)} \quad (24)$$

式中下标 0 表示来流不含湿($\gamma=0$)的工况。

3 含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的影响

3.1 考虑含湿量的 Lefebvre LBO 修正模型验证

文献[20]给出了本文研究的蒸发式火焰稳定器在 $T=300 \sim 483 \text{ K}$, $Ma=0.14 \sim 0.3$, $\gamma=0$ 的工况下的 LBO 油气比的试验结果, 如表 1 所示, 模型验证以此为基础。

表 1 LBO 油气比试验结果^[20]

Table 1 Experimental data of LBO fuel/air ratio^[20]

Ma	f_{LBO}	
	$T=300 \text{ K}$	$T=483 \text{ K}$
0.14	0.00250	0.00186
0.17	0.00213	0.00151
0.20	0.00168	0.00140
0.25	0.00166	0.00111
0.30	0.00210	0.00144

验证考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测模型式(23)或式(24)的基本思想为: 以试验结果的任一工况为基准, 基于冷态流场的数值模拟研究结果, 首先求得 I_1 项中蒸发式火焰稳定器结构相关的试验常数, 然后以此为基础, 采用预测模型求得其他试验工况的 LBO 油气比, 并与试验结果进行对比。例如, 以 $T=483 \text{ K}$, $Ma=0.2$, $\gamma=0$ 时的试验结果为基准, 通过式(23)或式(24)计算可得 $A=1.29 \times 10^{14}$ 。

在修正模型式(23)或式(24)中, 回流区体积

的确定可以由冷态流场的数值模拟结果直接得出,也可由半经验关系式(11)给出。在半经验修正方法中,式(11)中常数 K'_1 和指数 n 的确定需要通过冷态数值模拟结果给出。具体而言,首先对式(11)两边同时取对数可得如式(25)所示的关系式:

$$\ln L_c = \ln K'_1 - n \ln Re_H \tag{25}$$

然后采用冷态流场的数值模拟结果对 $\ln L_c - \ln Re_H$ 的关系曲线进行拟合,得到常数 $K'_1 = e^{1.4897}$,指数 $n=0.1435$ 。则该蒸发式火焰稳定器的局部回流区长度半经验公式变为

$$L_c = e^{1.4897} Re^{-0.1435} \tag{26}$$

显然,根据式(26)及局部回流区体积表达式(8),或者根据数值模拟结果本身即可确定燃烧负荷项 I_2 ,且两者结果相同。

燃油雾化项 I_3 的确定根据式(19)~式(22)结合数值模拟结果给出。

图 4 给出了该蒸发式火焰稳定器在 $T=300\sim 483\text{K}$, $Ma=0.14\sim 0.3$, $\gamma=0$ 时基于半经验修正模型预测得到的蒸发式火焰稳定器 LBO 油气比 f_{LBO} 与相应试验结果的对比情况。可以看出,模型预测结果(semi.)与试验结果(exp.)趋势一致且预测值的误差最大均不超过 20%,表明该修正模型可用于预测蒸发式火焰稳定器的 LBO 油气比。

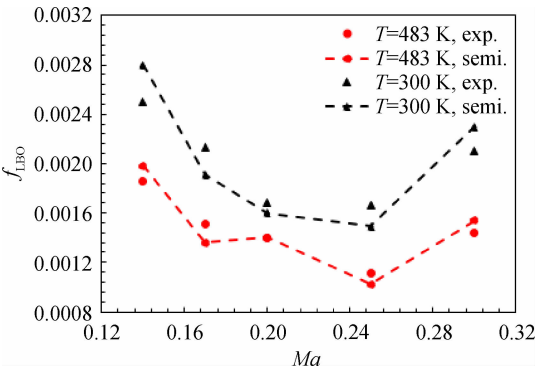


图 4 LBO 油气比计算结果和试验值比较($\gamma=0$)
Fig. 4 Comparison of the calculation and experimental results of LBO fuel/air ratio ($\gamma=0$)

3.2 含湿量对燃烧负荷项影响的冷态数值模拟结果分析

根据文献[7],冷态流场的数值模拟研究结果可用来分析来流不含湿时蒸发式火焰稳定器的燃烧负荷参数,进而判定其 LBO 性能。因此,在利用 Lefebvre LBO 修正模型探讨含湿量的影响之

前,首先采用数值模拟研究分析含湿量对燃烧负荷参数项的影响。

如图 5 给出了该蒸发式火焰稳定器在 $T=483\text{K}$, $Ma=0.14\sim 0.3$, $\gamma=0\sim 0.16$ 条件下时,采用数值模拟研究结果得到的头部进气量和局部回流区体积随含湿量的变化情况。其中,图 5(a)中的 $\Delta \dot{m}_{a,1}(\gamma)$ 表示相对于 $\gamma=0$ 时,稳定器头部进气量的变化,即 $\Delta \dot{m}_{a,1}(\gamma) = \frac{|\dot{m}_{a,1}(\gamma) - \dot{m}_{a,1,0}|}{\dot{m}_{a,1,0}}$;图 5(b)中 $V_{rz,10}$ 中的下标 0 表示 $\gamma=0$ 的工况。

由图 5(a)可以看到,与 $\gamma=0$ 的工况相比,随着 γ 增加,蒸发式火焰稳定器的头部进气量几乎不变,最大变化不超过 0.25%。由图 5(b)可知, γ 每增加一倍,局部回流区体积减小 0.5%左右,该工况范围内,局部回流区体积最大减少 5.5%;还可以发现,随着 Ma 的增加,局部回流区体积减小程度逐渐增大。根据蒸发式火焰稳定器局部回流区长度的半经验模型式(9)、式(12)和式(26),局部回流区体积随含湿量的变化与来流密度和来流黏性的改变有关。

图 6 给出了该蒸发式火焰稳定器的燃烧负荷参数随含湿量的变化图,其中 $\Delta I_2(\gamma)$ 表示不同含

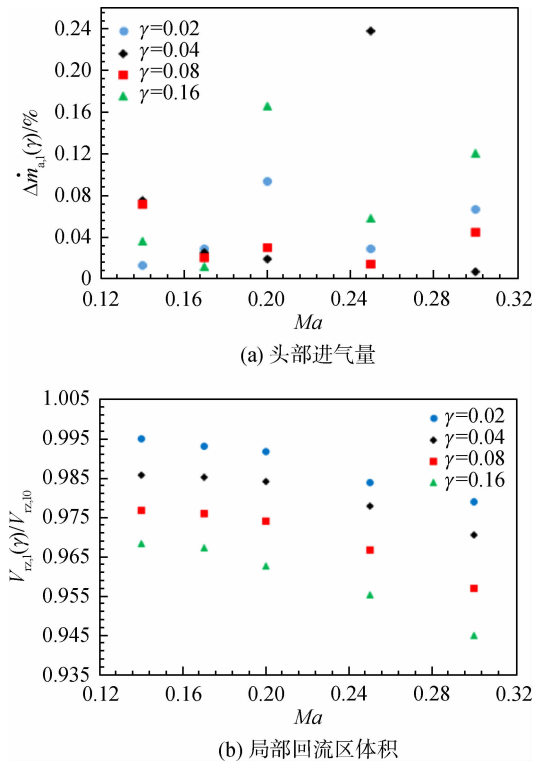


图 5 含湿量对蒸发式火焰稳定器头部进气量和局部回流区体积的影响
Fig. 5 Effect of humidity ratio on head mass flow rate and volume of local recirculation zone

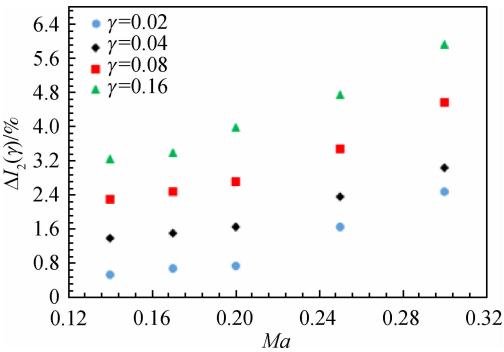


图 6 含湿量对蒸发式火焰稳定器燃烧负荷参数的影响
Fig. 6 Effect of humidity ratio on combustion loading parameter of piloted vaporization flameholder

湿量下蒸发式火焰稳定器燃烧负荷参数相对于来流不含湿($\gamma=0$)时的变化,即 $\Delta I_2(\gamma)=[I_2(\gamma)-I_{2,0}]/I_{2,0}$ 。由图 6 可知,根据冷态流场数值模拟,在 $T=483\text{ K}$ 和 $Ma=0.14\sim0.3$ 的条件下,燃烧负荷参数随着含湿量增大而增加,且随着 Ma 增大,燃烧负荷参数的增大程度越大。当含湿量 $\gamma=0.16$ 时,燃烧负荷参数与来流不含湿相比增加约 $3.2\%\sim6\%$ 。

3.3 基于 Lefebvre 修正模型的蒸发式火焰稳定器含湿量对 LBO 影响的结果分析

基于考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测修正模型,图 7 给出了在 $T=483\text{ K}$, $Ma=0.14\sim0.3$, $\gamma=0\sim0.16$ 时的 LBO 油气比的预测结果。其中纵坐标 $f_{\text{LBO},0}$ 中的下标 0 表示来流无水($\gamma=0$)的工况,semi. 表示半经验修正模型(式(23))结果,mech. 表示由熄火机理修正模型(式(24))结果。

由图 7 可以看出,根据 Lefebvre LBO 模型的半经验修正或熄火机理修正形式,含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的预测结果基本一致。

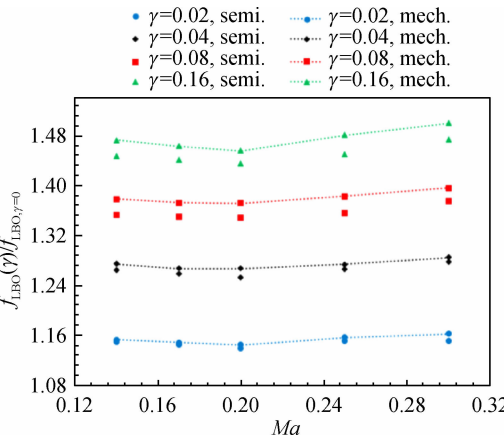


图 7 含湿量对 LBO 油气比的影响
Fig. 7 Effect of humidity ratio on LBO fuel/air ratio

例如,当 $Ma=0.14$ 、 $\gamma=0.16$ 时,根据半经验修正模型可得其 LBO 油气比 $\gamma=0$ 时约增大 45% ;根据熄火机理模型可得其 LBO 油气比比 $\gamma=0$ 时约增大 47% 。两种修正方法的预测结果差异可能与半经验模型的回流区半经验公式准确性、熄火机理修正模型中的参数拟合等有关。

由图 7 还可以看出,随着含湿量的增加,LBO 油气比增大,这与基于冷态流场数值模拟结果的燃烧负荷参数法的定性分析的趋势一致。但是,在 $Ma=0.14\sim0.3$ 时,当含湿量 γ 增至 0.16 时,该蒸发式火焰稳定器的 LBO 油气比 $f_{\text{LBO}}(\gamma)$ 与来流不含湿相比显著增加,高 $40\%\sim50\%$ 。显然,当来流含湿时,仅燃烧负荷项的变化已不能完全反映出 LBO 油气比的变化情况,含湿量对燃油雾化项 $I_3(\gamma)$ 的影响不可忽略。换言之,不同于来流不含湿时的情况,含湿量对 LBO 的影响,需要综合考虑其对燃烧负荷参数及燃油雾化项的影响。

4 结 论

本文通过考虑含湿量的 Lefebvre LBO 预测修正模型和冷态数值模拟,探讨了来流含湿量对蒸发式火焰稳定器 LBO 性能的影响。主要得到如下结论:

- 1) 基于蒸发式火焰稳定器的冷态流场数值模拟,本文所提出的 Lefebvre LBO 预测修正模型可以用来评估含湿量对其 LBO 性能的影响。
- 2) 含湿量增大,蒸发式火焰稳定器的头部进气量几乎不变,局部回流区体积逐渐减小,燃烧负荷参数增大,LBO 性能变差,这与加湿引起的来流密度及黏性改变有关。
- 3) 含湿量增大引起蒸发式火焰稳定器的 LBO 油气比显著增大,除了燃烧负荷参数的增大外,含湿量对燃油雾化参数的影响不容忽略。

此外,作为一种半经验预测模型,本文提出的考虑含湿时的 Lefebvre LBO 预测模型修正方法对不同结构的蒸发式火焰稳定器或燃烧室均适用,但亟需进一步的试验验证与参数修正。

参考文献:

[1] 芮长胜,张超,越冬峰.射流预冷涡轮发动机技术研究及发展[J].航空科学技术,2015,26(10):53-59.
RUI Changsheng,ZHANG Chao,YUE Dongfeng. Technical study and development of mass injecting pre-compressor cooling turbine engine[J].Aeronautical Science and Technology,2015,26(10):53-59. (in Chinese)
[2] MEHTA U,BOWLES J,MELTON J. Water injection pre-

compressor cooling assist space access[R]. AIAA-2012-5922,2012.

[3] BALEPIN V,BRUNO C,INGENITO A. Evaluation of the combustion process in the mass injection precompression cooling engine[R]. International Society of Air Breathing Engines-2003-1127,2003.

[4] JONES W L,SIVO J N,WANHAINEN J P. The effect of compressor-inlet water injection on engine and afterburner performance[R]. NACA-RM-E58D03B,1958.

[5] 张斌. 航空发动机燃烧室点火模拟及特性研究[D]. 南京: 南京航空航天大学,2014.

ZHANG Bin. Research on the simulation and characteristics of ignition in aeroengine combustor[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics,2014. (in Chinese)

[6] 程晓军,范育新,王家骅. 薄膜蒸发稳定器在超级燃烧室内贫油点熄火特性[J]. 推进技术,2015,36(2):246-252.

CHENG Xiaojun, FAN Yuxin, WANG Jiahua. Performances of lean ignition and lean blowout with film evaporation flameholder in hyperburner[J]. Journal of Propulsion Technology,2015,36(2):246-252. (in Chinese)

[7] 刘冉,刘玉英,高昭. 结构参数对蒸发式火焰稳定器贫油熄火性能的影响及其预测方法研究[J]. 推进技术,2017,38(12):2753-2760.

LIU Ran, LIU Yuying, GAO Zhao. Structural parameters effects on lean blowout performance and prediction method for piloted vaporization flameholder[J]. Journal of Propulsion Technology,2017,38(12):2753-2760. (in Chinese)

[8] ZUKOSKI E E. Flame stabilization on bluff bodies at low and intermediate Reynolds numbers[D]. Pasadena, US: California Institute of Technology,1954.

[9] ZUKOSKI E E, MARBLE F E. Experiments concerning the mechanism of flame blowoff from bluff bodies[C]// Proceedings of the Gas Dynamics Symposium on Aerothermochemistry. Evanston, US: Northwestern University, 1956:205-210.

[10] LONGWELL J P,FROST E E,WEISS M A. Flame stability in bluff body recirculation zones[J]. Industrial and Engineering Chemistry,1953,45(8):1629-1633.

[11] LONGWELL J P,WEISS M A. High temperature reaction rates in hydrocarbon combustion[J]. Industrial and Engineering Chemistry,1955,47(8):1634-1643.

[12] BALLAL D R,LEFEBVRE A H. Weak extinction limits of turbulent flowing mixtures[J]. Journal of Engineering for Power,1979,101(3):343-348.

[13] LEFEBVRE A H. Fuel effects on gas turbine combustion ignition, stability and combustion efficiency[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,1985,107(1):24-37.

[14] XIE F,HUANG Y, HU B, et al. Improved semiempirical correlation to predict lean blowout limits for gas turbine combustors[J]. Journal of Propulsion and Power,2012,28(1):197-203.

[15] 胡斌,黄勇,王方,等. 基于冷态数值模拟的航空发动机燃烧室贫油熄火预测[J]. 推进技术,2012,33(2):232-238.

HU Bin, HUANG Yong, WANG Fang, et al. Lean blowout prediction of aero-engine combustor based on cold flow field numerical simulation[J]. Journal of Propulsion Technology,2012,33(2):232-238. (in Chinese)

[16] MATTINGLY J D, HEISER W H, PRATT D T. Aircraft engine design, second edition [M]. Reston, US: AIAA, 2002:345-347.

[17] 王家骅. 蒸发式火焰稳定器的稳定机理研究[J]. 南京航空航天大学学报,1980,12(1):69-84.

WANG Jiahua. A mechanism of flame stabilization by means of vapour gutter in pre-mixed flow[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 1980,12(1):69-84. (in Chinese)

[18] 王兴华,周鸣镝,成红娟. 湿空气热物性参数的计算[C]// 中国建筑学会建筑热动力分会第十八届学术交流大会暨第四届全国区域能源专业委员会年会论文集. 黑龙江牡丹江:中国建筑学会建筑热动力分会,2013:482-485.

[19] 孙跃中. 蒸发管喷嘴燃油雾化特性试验研究[J]. 航空动力学报,1989,4(3):277-279.

SUN Yuezong. An experimental study on fuel spray atomizing characteristics of evaporating pipe atomizer[J]. Journal of Aerospace Power,1989,4(3):277-279. (in Chinese)

[20] 刘冉. 蒸发式火焰稳定器结构参数对熄火性能的影响[D]. 北京:北京航空航天大学,2017

LIU Ran. Effect of structural parameters on lean blowout performance of piloted evaporation flameholder[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017. (in Chinese)

(编辑:陈 越)